

НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

2025

ВЫПУСК

2

НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

**В О П Р О С Ы
А Т О М Н О Й
Н А У К И
И
Т Е Х Н И К И**

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

Издаётся с 1989 г.

ВЫПУСК 2

2025

Журнал “Вопросы атомной науки и техники” был учреждён в 1970 г. Министерством среднего машиностроения СССР и включал в себя несколько серий по различным направлениям атомной науки и техники. До 1989 г. статьи по проблематике физики ядерных реакторов публиковались в выпусках “Физика и методы расчёта ядерных реакторов” (с 1981 г., ИАЭ им. И.В. Курчатова,) и “Динамика ядерно-энергетических установок” (НИИ Механики ННГУ) в составе серии “Физика и техника ядерных реакторов”, а также в серии “Импульсные реакторы и простые критические сборки” (ВНИИЭФ). В настоящее время издание указанных выпусков и серии прекращено, и статьи по соответствующей тематике публикуются в журнале **“Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов” (ВАНТ. ФЯР)**, учреждённом в 1989 г. Национальным исследовательским центром “Курчатовский институт”.

Свидетельство о регистрации средства массовой информации ВАНТ. ФЯР —

ПИ № ФС77-66041 от 10.06.2016.

Международный классификатор — **ISSN 0205-4671.**

Подписной индекс **32067** в Каталоге подписных изданий Агентства “Урал-Пресс”.

Выходят пять выпусков в год.

Тематика журнала ВАНТ. ФЯР:

ядерные реакторы и ядерно-энергетические установки (ЯЭУ) различного типа и назначения, импульсные реакторы, критические сборки; теория ядерных реакторов и ЯЭУ, методы расчёта, вычислительные программы; экспериментальные методы, приборы и установки; расчётно-теоретические и экспериментальные исследования ядерных реакторов и ЯЭУ; динамика ядерных реакторов и ЯЭУ, контроль и управление; ядерная безопасность; радиационная защита; радиационная безопасность; гидродинамика и теплообмен; физико-технические проблемы ЯЭУ; исследования характеристик материалов и их изменения под воздействием облучения; обеспечение безопасной эксплуатации АЭС и других ядерных установок; топливный цикл ядерной энергетики; отдельные аспекты и общие проблемы ядерной энергетики.

Тематика журнала соответствует специальностям 1.2.2. “Математическое моделирование, численные методы и комплексы программ”, 1.3.2. “Приборы и методы экспериментальной физики”, 1.3.14. “Теплофизика и теоретическая теплотехника”, 2.4.9. “Ядерные энергетические установки, топливный цикл, радиационная безопасность”, 2.4.10. “Техносферная безопасность (в энергетике)” Номенклатуры специальностей научных работников.

Рукописи, поступающие в редакцию журнала, рецензируются.

Журнал включён в Перечень рецензируемых научных изданий ВАК, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёных степеней кандидата и доктора наук (1.2.2, 1.3.2, 1.3.14, 2.4.9).

Электронные копии журнала находятся в базе данных Научной Электронной Библиотеки www.elibrary.ru и на сайте НИЦ “Курчатовский институт” <http://nrcki.ru/>.

Журнал включён в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ).

С 2011 г. статьи из журнала публикуются в переводе на английский язык в специальных выпусках журнала “Physics of Atomic Nuclei” (англоязычная версия русского журнала “Ядерная физика”), издаваемого компанией PLEIADES PUBLISHING Ltd (ISSN: 1063-7788 — печатная версия, ISSN: 1562-692X — электронная версия). Журнал “Physics of Atomic Nuclei”, включая выпуски с переводными статьями из журнала “Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов”, имеет цифровой идентификатор статей (DOI) и индексируется в SCOPUS, Science Citation Index, INIS Atomindex и других базах данных.

Редакционная коллегия:

Главный редактор — Ю.М. Семченков (НИЦ “Курчатовский институт”).

Заместители главного редактора: А.В. Жукова (НИЦ “Курчатовский институт”),

А.Н. Сизов (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”), Ю.А. Безруков (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

Секретариат: Е.А. Старостина (НИЦ “Курчатовский институт”),

Е.В. Куличкова (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”), Н.А. Ясколко (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

Члены редколлегий: В.Ю. Бландинский, С.М. Зарицкий, В.А. Иванов, М.А. Калугин, А.А. Ковалишин,

М.П. Лизоркин, А.А. Тутнов, В.С. Устинов, А.М. Федосов, П.А. Фомиченко,

А.Л. Шимкевич (НИЦ “Курчатовский институт”),

С.В. Воронцов, А.А. Девяткин, А.А. Пикулев (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”),

А.В. Лукин, Ю.А. Соколов (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”), Н.В. Щукин (НИЯУ МИФИ),

А.А. Николаев, В.П. Семишкин, М.А. Увакин, А.Н. Чуркин (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

При перепечатке и цитировании ссылка на журнал обязательна.

Перепечатка материалов допускается только с письменного разрешения редакции.

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Белоусов В.И., Вакуленко В.А., Жутиков И.Н., Иоаннисиан М.В., Литвинович Е.А., Попов Д.В., Раскач К.Ф., Скорохватов М.Д.</i> Поток и спектр антинейтрино реактора на быстрых нейтронах БН-800 со смешанной загрузкой.....	4
<i>Базулин И.А.</i> Модификация программы CHARM для моделирования переноса γ -излучения с анизотропным источником рассеяния ...	12
<i>Галиев А.А., Гордиенко П.В., Шумский Б.Е., Коцарев А.В., Егоров В.В.</i> Метод комбинирования корреляций критического теплового потока ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ для расчёта минимального запаса до кризиса теплообмена в реактивных авариях (RIA) РУ с ВВЭР.....	20
<i>Куракин К.Ю., Невиница В.А., Павловичев А.М., Прошкина Е.Я., Смирнов А.Ю., Сумароков М.А., Цветков В.М.</i> Анализ нейтронно-физических характеристик топливных циклов ВВЭР-1200 при многократном рециклировании урана	34
<i>Рябов Г.А., Антипов М.В., Николаев А.Л., Увакин М.А., Махин И.В., Бозриков К.В.</i> Применение алгоритма маневрирования MSHIM для РУ ВВЭР большой мощности.....	43
<i>Осинов А.М., Поляков В.В., Федосов А.М.</i> Моделирование запроектных аварий с обезвоживанием бассейна выдержки отработавшего топлива РБМК.....	54
<i>Сазонов А.Б., Грачев В.А., Быстрова О.С., Хорошилова К.Д.</i> Химические формы йода в теплоносителе первого контура ВВЭР и в прямке защитной оболочки при аварии LOCA.....	64
<i>Гаца П.В., Лучина К.А., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С.</i> Поведение трития в реакторной установке с жидкосолевым ядерным реактором-сжигателем	75
<i>Мальцев Д.А., Бандура А.П., Василенко В.В., Степанов Н.В., Бубякин С.А.</i> Влияние структуры и фазового состава на характеристики трещиностойкости металла сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200.....	85
<i>Гераскин И.Н., Тупотилов И.А., Гроль А.В.</i> Оценка радиационного воздействия трития, содержащегося в аммиачных удобрениях, произведённых с использованием ядерно-водородной технологии, на население	104

CONTENTS

<i>Belousov V.I., Vakulenko V.A., Zhutikov I.N., Ioannisian M.V., Litvinovich E.A., Popov D.V., Raskach K.F., Skorokhvatov M.D.</i> Antineutrino Flux and Spectrum in BN-800 Fast Neutron Reactor with Mixed Fuel.....	4
<i>Bazulin I.A.</i> CHARM Program Modification to Simulate γ -radiation Transport with Anisotropic Scattering Source	12
<i>Galiev A.A., Gordienko P.V., Shumskiy B.E., Kotsarev A.V., Egorov V.V.</i> Method for Combining Correlations of Critical Heat Flux from OKB Hidropress and NIKIET to Calculate the Minimum DNBR in Reactivity Accidents (RIA) of Reactor Plants with VVER.....	20
<i>Kurakin K.Yu., Nevinitza V.A., Pavlovichev A.M., Proshkina E.Ya., Smirnov A.Yu., Sumarokov M.A., Tsvetkov V.M.</i> Analysis of Neutronic Parameters of VVER-1200 Fuel Cycles during Multi-recycling of Uranium	34
<i>Ryabov G.A., Antipov M.V., Nikolaev A.L., Uvakin M.A., Makhin I.V., Bozrikov K.V.</i> Application of MSHIM Maneuvering Algorithm to High-Power VVER Reactor Plants.....	43
<i>Osipov A.M., Polyakov V.V., Fedosov A.M.</i> Simulation of Beyond-Design-Basis Accidents Involving RBMK Spent Fuel Pool Dryout	54
<i>Sazonov A.B., Grachev V.A., Bystrova O.S., Khoroshilova C.D.</i> Chemical Forms of Iodine in VVER Primary Coolant and in Containment Sump during LOCA	64
<i>Gatsa P.V., Luchina K.A., Ignatiev V.V., Feinberg O.S.</i> Tritium Behavior in a Reactor Plant with Molten Salt Actinide Recycler & Transmuter.....	75
<i>Maltsev D.A., Bandura A.P., Vasilenko V.V., Stepanov N.V., Bubyakin S.A.</i> Effect of Structure and Phase Composition on Fracture Toughness of VVER-1000/1200 Reactor Pressure Vessel Welds.....	85
<i>Geraskin I.N., Tupotilov I.A., Grol A.V.</i> Assessment of Radiation Impact of Tritium, Contained in Ammonia Fertilizers Produced using Nuclear-Hydrogen Technology, onto the Population	104

Поток и спектр антинейтрино реактора на быстрых нейтронах БН-800 со смешанной загрузкой

**В.И. Белоусов¹, В.А. Вакуленко², И.Н. Жутиков^{1,2}, М.В. Иоаннисиан¹,
Е.А. Литвинович^{1,2}, Д.В. Попов^{1,2}, К.Ф. Раскач¹, М.Д. Скорохватов^{1,2}**

¹НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1,

²НИЯУ МИФИ, 115409, Москва, Каширское шоссе, д. 31

Статья поступила в редакцию 15.04.2025

После доработки — 18.07.2025

Принята к публикации 21.07.2025

Выполнен расчёт потока и энергетического спектра антинейтрино в динамике для реактора на быстрых нейтронах со смешанной загрузкой активной зоны (16% МОКС-топлива). Кампания реактора БН-800 была смоделирована с использованием программного комплекса КИР. Полученные результаты демонстрируют сходство с потоком и спектром антинейтрино реакторов на тепловых нейтронах. Наибольшие различия заметны на краю спектра, где разница в потоках между БН-800 и ВВЭР-1000 достигает 20%. Падение потока антинейтрино, связанное с выгоранием топлива на протяжении топливной кампании, в БН-800 выражено слабее, чем в реакторе на тепловых нейтронах ВВЭР-1000.

Ключевые слова: антинейтрино, спектр антинейтрино, реактор на быстрых нейтронах, БН-800, реактор на тепловых нейтронах, ВВЭР-1000.

Antineutrino Flux and Spectrum in BN-800 Fast Neutron Reactor with Mixed Fuel. V.I. Belousov¹, V.A. Vakulenko², I.N. Zhutikov^{1,2}, M.V. Ioannisian¹, E.A. Litvinovich^{1,2}, D.V. Popov^{1,2}, K.F. Raskach¹, M.D. Skorokhvatov^{1,2}, ¹NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182, ²NRNU MEPhI, 31, Kashirskoe highway, Moscow, 115409.

Antineutrino flux and energy spectrum have been calculated for BN-800 fast neutron reactor with mixed core fueling (16% MOX fuel) based on fuel cycle simulation using the KIR software package. Calculated results demonstrate similarities to antineutrino fluxes and spectra in thermal neutron reactors. The most significant differences are observed at the spectrum edge, where the difference between BN-800 and VVER-1000 fluxes reaches 20%. The decrease in antineutrino flux caused by fuel burnup over the cycle is less noticeable in BN-800 than in VVER-1000 thermal neutron reactor.

Key Words: antineutrino, antineutrino spectrum, fast neutron reactor, BN-800, thermal neutron reactor, VVER-1000.

EDN: WVAUHZ

Введение

Развитие физики элементарных частиц, включая выход за рамки стандартной модели, в значительной мере связано с физикой нейтрино, которая интенсивно развивается в исследованиях на ядерных реакторах. Среди текущих фундаментальных задач нейтринных реакторных экспериментов — объяснение спектральной аномалии реакторных антинейтрино $\bar{\nu}_e$, поиск новых так называемых “стерильных” состояний нейтрино, изучение упругого когерентного рассеяния нейтрино на ядрах и др.

Переход к многокомпонентной атомной энергетике в РФ расширяет возможности фундаментальных и прикладных нейтринных исследований с использованием потоков антинейтрино от реакторов на быстрых нейтронах (БН). Служащий теплоносителем в таких реакторах жидкий натрий обеспечивает жёсткий нейтронный спектр. Это меняет массовое распределе-

ние осколков деления и выход (n, γ) -реакций в сравнении с реакторами на тепловых нейтронах и, следовательно, оказывает влияние на поток и энергетический спектр испускаемых осколками деления $\bar{\nu}_e$.

Дополнительно на поток $\bar{\nu}_e$ и его динамику влияет состав топливной загрузки. Для реакторов на тепловых нейтронах характерно использование уранового топлива с низким уровнем обогащения ($\sim 3\text{—}5\%$ ^{235}U). Реакторы на быстрых нейтронах допускают применение высокообогащённого уранового топлива ($\sim 18\text{—}24\%$ ^{235}U) в сочетании с МОКС-топливом или используют полную загрузку МОКС-топливом. МОКС-топливо представляет собой смесь диоксидов урана и плутония, где ^{239}Pu играет роль основного делящегося материала. Таким образом обеспечиваются утилизация плутония и “дожигание” долгоживущих продуктов деления, накопленных в отработавшем топливе реакторов на тепловых нейтронах.

До настоящего времени особенности формирования спектра $\bar{\nu}_e$ изучались только для реакторов на тепловых нейтронах [1, 2]. В работах [3—5] исследовалось, как использование МОКС-топлива в активной зоне (АЗ) таких реакторов меняет энергетическое распределение и динамику потока $\bar{\nu}_e$ во времени. Однако для реакторов на быстрых нейтронах подобных работ крайне мало. Например, расчёты, представленные в работе [6] для модели прототипа реактора на быстрых нейтронах, обладают ограниченной информативностью, поскольку не рассматривают эволюцию нейтронного потока и спектра в течение топливной кампании.

Настоящая работа направлена на изучение потока и энергетических спектров $\bar{\nu}_e$, испускаемых реактором БН-800.

Методика расчёта потока антинейтрино от реактора

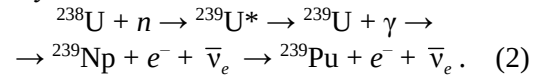
Расчёт потока $\bar{\nu}_e$ был выполнен методом, аналогичным представленному в [7] для реактора на тепловых нейтронах ВВЭР-1000. Так как топливные элементы в разных геометрических точках АЗ имеют разный исходный и изменяющийся в процессе выгорания изотопный состав, в рамках данного подхода АЗ реактора была поделена на совокупность элементарных объёмов, от которых проводилось вычисление потока $\bar{\nu}_e$. Полный поток Φ антинейтрино на расстоянии L_0 от центра АЗ суммируется по всем k элементарным объёмам:

$$\Phi(t, E_\nu, L_0) = \frac{1}{4\pi} \sum_k \frac{N_f(t, \mathbf{r}_k)}{(L_0 - \mathbf{r}_k)^2} S_f(t, \mathbf{r}_k, E_\nu), \quad (1)$$

где $\mathbf{r}_k$, $N_f(t, \mathbf{r}_k)$ и $S_f(t, \mathbf{r}_k, E_\nu)$ — радиус-вектор от центра АЗ, число делений в единицу времени и спектр $\bar{\nu}_e$, соответствующие k -му объёму. Скорость делений и тепловая энергия $E_f(t, \mathbf{r}_k)$, выделяющаяся в данном объёме в результате одного деления, определяют выделяемую в этом объёме тепловую мощность $P_{th}(t, \mathbf{r}_k) = N_f(t, \mathbf{r}_k)E_f(t, \mathbf{r}_k)$. $S_f(t, \mathbf{r}_k) = \sum_i \alpha_i(t, \mathbf{r}_k) S_i$ и $E_f(t, \mathbf{r}_k) = \sum_i \alpha_i(t, \mathbf{r}_k) e_i$ представляют собой средневзвешенные величины, соответствующие энергетическим спектрам антинейтрино S_i и тепловым энергиям e_i делений i -го нуклида, где веса α_i соответствуют доле от полного числа актов делений, приходящейся на данный нуклид ($\sum_i \alpha_i = 1$).

Расчёт потока $\bar{\nu}_e$ выполнялся по формуле (1) для первой топливной кампании реакторной установки БН-800 четвёртого энергоблока Белоярской АЭС. В этой кампании 2014 г. в АЗ было загружено смешанное топливо, состоящее приблизительно на 16% из МОКС-топлива в виде смеси UO_2 и PuO_2 . Остальная часть АЗ была загружена урановым топливом обогащением 18,5—24% в зависимости от области АЗ (18,5% — центральная часть, 21% — средняя часть, 24% — периферийная часть). Длительность кампании составила 198,16 эффективных суток (эф. сут), соответствующих длительности работы реактора (в сутках) на номинальной мощности $P_{th} = 2100$ МВт. Следует отметить, что расчёты выполнены для полной загрузки реактора свежим топливом. В реальных условиях реактор эксплуатируется в установившемся равновесном цикле, при котором часть выгоревших тепловыделяющих сборок регулярно заменяется на свежие. Это может приводить к небольшим отличиям в спектре и пространственном распределении потока по сравнению с моделью начальной загрузки.

В настоящей работе использовались значения e_i из [8]. Отклонения спектров S_i реактора БН-800 от кумулятивных спектров $\bar{\nu}_e$ осколков деления изотопов ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu , ^{241}Pu тепловыми нейтронами были оценены с использованием взятых из базы ядерных данных JENDL [9] кумулятивных выходов продуктов деления изотопов урана и плутония быстрыми нейтронами энергией 500 кэВ, близкой к средней энергии нейтронов в АЗ. Полученные спектры $\bar{\nu}_e$ основных изотопов при делении быстрыми нейтронами представлены на рис. 1, а. Для сравнения на рис. 1, б показаны отношения спектров $\bar{\nu}_e$ от ^{235}U , ^{239}Pu , ^{241}Pu при делении быстрыми и тепловыми нейтронами. Наибольшие отклонения в спектрах наблюдаются для ^{239}Pu (до 10% при $E_\nu \approx 6,5$ МэВ) и для ^{241}Pu (до 20% при $E_\nu \approx 8$ МэВ). Спектр изотопа ^{238}U , который делится только быстрыми нейтронами, очевидно, не меняется. Однако важной особенностью быстрых реакторов является увеличение интенсивности захватов нейтронов на ^{238}U с образованием ^{239}U , который затем распадается по следующей цепочке:



Спектры $\bar{\nu}_e$ от β -распадов ^{239}U и ^{239}Np , рассчитанные с использованием функции Ферми и

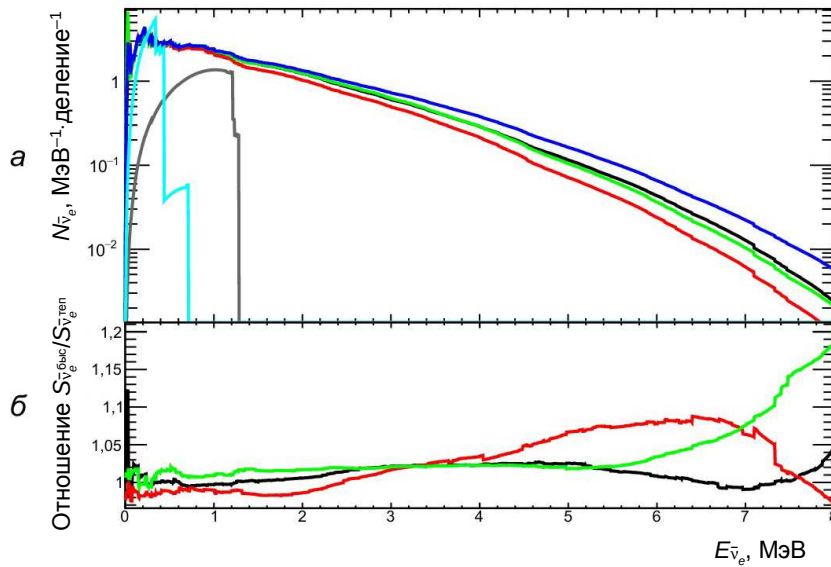


Рис. 1. Используемые для расчёта спектры $\bar{v}_e$ от делящихся нуклидов при делении быстрыми нейтронами (— ^{235}U , — ^{239}Pu , — ^{241}Pu , — ^{238}U) и спектры $\bar{v}_e$ от β -распадов ^{239}Np (—) и ^{239}U (—) (а), отношение спектров $\bar{v}_e$ при делении быстрыми нейтронами к спектрам при делении тепловыми нейтронами для ^{235}U (—), ^{239}Pu (—) и ^{241}Pu (—) (б)

ряда поправок, также показаны на рис. 1. Энергия β -распада ^{239}U $Q = 1,28$ МэВ, ^{239}Np $Q = 0,7$ МэВ. Изотоп ^{239}U имеет период полураспада $T_{1/2} = 23,45$ мин, ^{239}Np — 2,36 сут. Поскольку равновесие в радиоактивных цепочках определяется наибольшим $T_{1/2}$, накопление ^{239}Np оказывает заметное влияние на увеличение потока $\bar{v}_e$ на протяжении примерно 7 суток от начала кампании.

Неравновесные процессы, происходящие в АЗ ядерного реактора в ходе накопления долгоживущих продуктов деления и активации, вносят поправку в спектр антинейтрино в области до $\sim 3,5$ МэВ, которая растёт со временем и к концу топливной кампании достигает порядка 3%. Этот эффект подробно рассмотрен в работе [2], где он был количественно оценён для теплового реактора типа ВВЭР с учётом его топливного цикла. В данной работе рассматривается относительное сравнение потоков $\bar{v}_e$ от ВВЭР и БН, при этом указанная поправка не учитывается в обоих случаях. Таким образом, учёт неравновесной составляющей спектра реакторных $\bar{v}_e$ не изменит выводы, получаемые в настоящей работе.

Моделирование кампании реактора

Для моделирования кампании реактора БН-800 был использован программный комплекс КИР (версия С) [10]. Комплекс КИР раз-

работан для моделирования стационарных и нестационарных нейтронно-физических процессов с использованием метода Монте-Карло в системах с трёхмерной геометрией как в однородных, так и в неоднородных средах. Нестационарные процессы рассчитываются с помощью приближенных методов и прямого метода Монте-Карло с учётом запаздывающих нейтронов, что позволяет проводить высокоточные расчёты нейтронной кинетики без необходимости дискретизации по времени, энергии и пространству. История каждого нейтрона моделируется на основе файлов оцененных ядерных данных из международных библиотек.

Программный комплекс КИР-С включает модуль нуклидной кинетики для моделирования

процесса выгорания топлива. Библиотека модуля содержит данные по выходам продуктов деления, периодам полураспада ($T_{1/2}$) нестабильных нуклидов, а также каналам переходов при распаде или нейтронном взаимодействии. Эта библиотека позволяет рассчитывать источники энерговыделения за счёт распада нестабильных нуклидов и спектры γ -квантов, возникающих при их распаде. Погрешности расчёта энерговыделения в элементе АЗ, получаемые по данной программе, не превышают 5% [11].

Условная модель активной зоны реактора БН-800, состоящей из 1233 тепловыделяющих сборок (ТВС), была разработана с использованием гомогенизированного приближения, при котором материалы топлива, конструкционных элементов и теплоносителя усредняются по составу и свойствам в пределах элементарных объёмов АЗ. Концепция модели основана на подходах, предложенных в исследованиях [12—14]. Моделирование выгорания топлива за 198,16 сут проводилось для постоянной мощности реактора 2100 МВт. Первые 10 сут кампании моделировались 10 шагами по 1 сут на шаг, а остальные 188,16 сут — 20 шагами, т.е. по 9,408 сут на шаг. Средняя за кампанию энергия нейтронов в АЗ $\langle E_n \rangle = 430$ кэВ.

В результате проведённых расчётов были определены средние за кампанию скорости реакций деления и захвата нейтронов для различ-

Средние за кампанию доли делений и захватов нейтронов
 для различных изотопов в АЗ реактора БН-800

Изотоп	Доля делений, %	Изотоп	Доля делений, %	Изотоп	Доля захватов, %
^{241}Am	$5,8 \cdot 10^{-5}$	^{242}Cm	$3,3 \cdot 10^{-6}$	^{239}Pu	2,6
^{242}Am	$1,7 \cdot 10^{-7}$	^{243}Cm	$8,6 \cdot 10^{-8}$	^{240}Pu	0,144
^{242m}Am	$1,7 \cdot 10^{-6}$	^{244}Cm	$7,6 \cdot 10^{-7}$	^{241}Pu	$7,2 \cdot 10^{-3}$
^{243}Am	$1,7 \cdot 10^{-5}$	^{245}Cm	$3,5 \cdot 10^{-8}$	^{235}U	20,16
^{236}Np	$1,1 \cdot 10^{-7}$	^{246}Cm	$2,9 \cdot 10^{-11}$	^{238}U	76,99
^{237}Np	$6,1 \cdot 10^{-3}$	^{236}Pu	$8,2 \cdot 10^{-8}$	^{23}Na	0,08
^{238}Np	$5,2 \cdot 10^{-5}$	^{237}Pu	$1,0 \cdot 10^{-7}$	—	—
^{239}Np	$3,75 \cdot 10^{-2}$	^{238}Pu	$6,3 \cdot 10^{-4}$	—	—
^{234}U	$6,9 \cdot 10^{-4}$	^{239}Pu	11,53	—	—
^{235}U	75,45	^{240}Pu	0,150	—	—
^{236}U	$7,53 \cdot 10^{-2}$	^{241}Pu	$4,77 \cdot 10^{-2}$	—	—
^{237}U	$2,3 \cdot 10^{-3}$	^{242}Pu	$2,9 \cdot 10^{-3}$	—	—
^{238}U	12,69	—	—	—	—

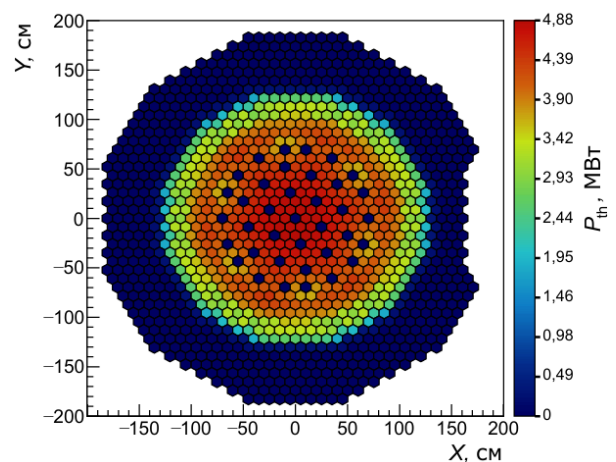
ных изотопов в АЗ реактора (см. таблицу). Как следует из таблицы, основной вклад в процессы деления вносят ^{235}U (75,45%), ^{238}U (12,69%) и ^{239}Pu (11,53%). Вклад в процессы деления остальных нуклидов пренебрежимо мал, включая ^{240}Pu (0,15%) и ^{241}Pu (~0,05%). Так как в стандартной кампании реактора на тепловых нейтронах ^{241}Pu даёт вклад в деления на уровне ~4% в среднем за кампанию, в дальнейшем для сопоставления характеристик реакторов на быстрых и тепловых нейтронах данный изотоп будет также включён в анализ.

Рассматривая процессы захвата нейтронов, можно отметить, что наиболее интенсивное поглощение нейтронов наблюдается на изотопах ^{238}U (76,99%), ^{235}U (20,16%) и ^{239}Pu (2,6%). Два последних нуклида при захвате нейтрона превращаются соответственно в ^{236}U и ^{240}Pu , доли делений которых оказываются незначительными вследствие относительной малости их концентрации и малых сечений деления, поэтому в дальнейшем они рассматриваться не будут.

Вероятное влияние на поток $\bar{\nu}_e$ натриевого теплоносителя рассматривалось отдельно. Известно, что в результате захвата нейтрона ядром ^{23}Na образуется радиоактивный ^{24}Na , испытывающий β -распад ($Q = 1,4$ МэВ, $T_{1/2} = 14,95$ ч). Это может приводить к дополнительному вкладу в поток $\bar{\nu}_e$. Средняя за кампанию реактора доля реакций $^{23}\text{Na}(n, \gamma)^{24}\text{Na}$ составила 0,08% (см. таблицу) из-за малости сечения захвата нейтрона при $\langle E_n \rangle = 430$ кэВ и, таким образом, не учитывалась. Согласно оценкам, генерация антинейтрино за счёт активации конструкционных материалов также не оказывает существенного влияния на общий поток.

На рис. 2 представлено распределение по АЗ усреднённой по высоте ТВС средней за кампанию тепловой мощности P_{th} в плоскости XOY, на рис. 3, а, б — изменение положения центра энерговыделения, на рис. 3, в — профили энерговыделения по высоте. Видно, что в течение кампании положение центра энерговыделения практически не меняется. Интересно отметить, что за время кампании ~500 эф. сут реактора на тепловых нейтронах ВВЭР-1000 (см. рис. 2 в работе [7]), напротив, наблюдается изменение положения центра энерговыделения на уровне ~(-80, +30) мм относительно центра АЗ, а также его профиля. Распределения числа делений для основных делящихся нуклидов и захватов нейтронов на ^{238}U представлены на рис. 4. Как видно, деление нуклидов происходит весьма неоднородно по АЗ.

Для сравнения с данными реактора на тепловых нейтронах ВВЭР-1000 ($P_{th} = 3000$ МВт)


 Рис. 2. Распределение усреднённой по высоте ТВС средней за кампанию тепловой мощности P_{th} (МВт) по плоскости XOY для реактора БН-800

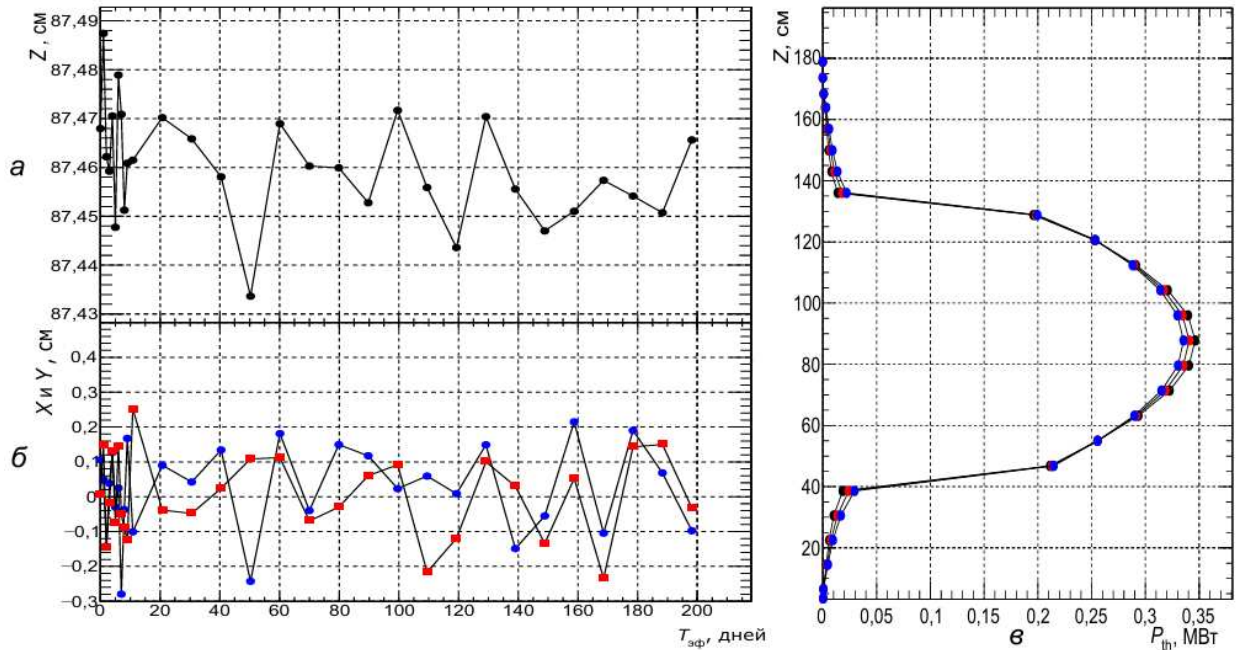


Рис. 3. Изменение положения центра энерговыделения в АЗ БН-800 по осям Z (■) (а), X (■) и Y (■) (б), профили энерговыделения по высоте для начала (●), середины (●) и конца (●) топливной кампании (в)

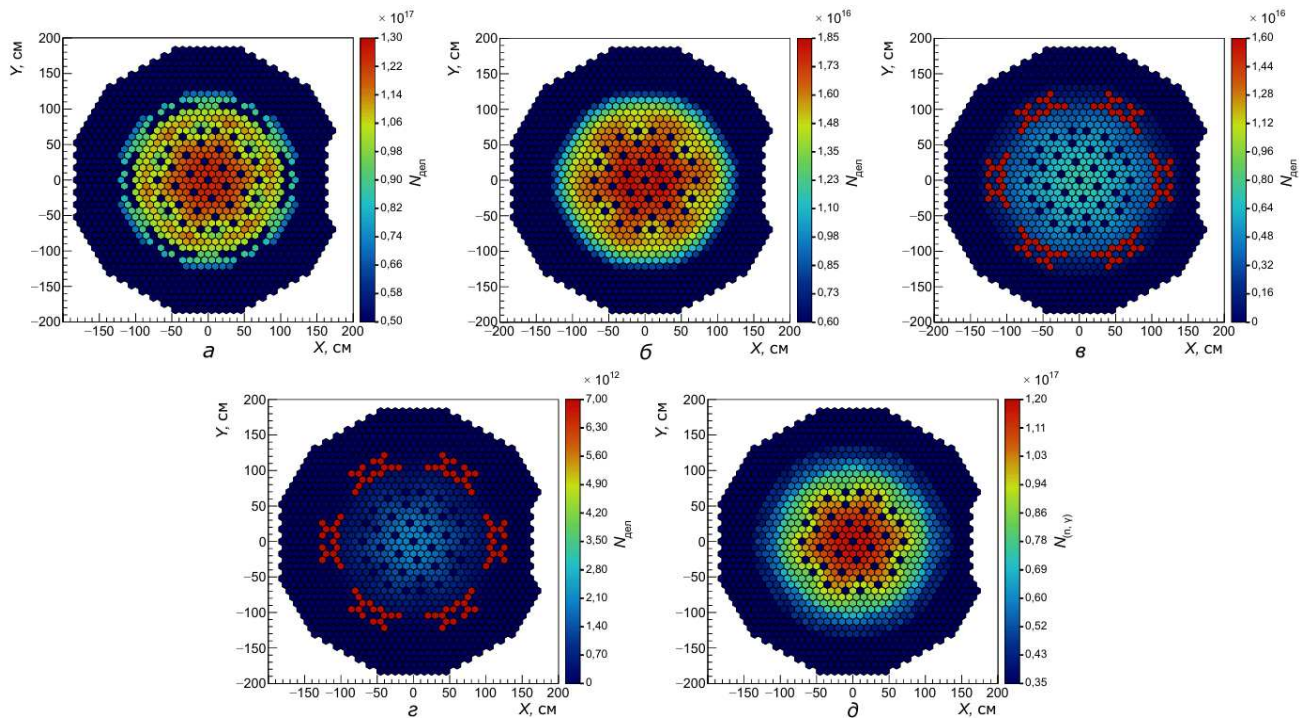


Рис. 4. Распределение усреднённого за кампанию числа делений по плоскости XOY для ^{235}U (а), ^{238}U (б), ^{239}Pu (в), ^{241}Pu (г) и (n, γ) -реакций (д)

были взяты данные расчёта 13-й топливной кампании 3-го энергоблока Калининской АЭС [7]. Эти данные были перенормированы на тепловую мощность реактора БН-800 ($P_{th} = 2100$ МВт). Кроме того, для сопоставления были выбраны идентичные интервалы топливной кампании продолжительностью 198 эф. сут (длительность топливной кампании ВВЭР-1000

~500 эф. сут). В качестве начала, середины и конца кампании приняты соответственно 10-е, 100-е и 198-е эф. сут.

Эволюция составов АЗ реакторов БН-800 и ВВЭР-1000 представлена на рис. 5, где показаны доли $a_i(t)$ делений основных изотопов ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu , ^{241}Pu с начала кампании, нормированные на полное число делений, а также доля

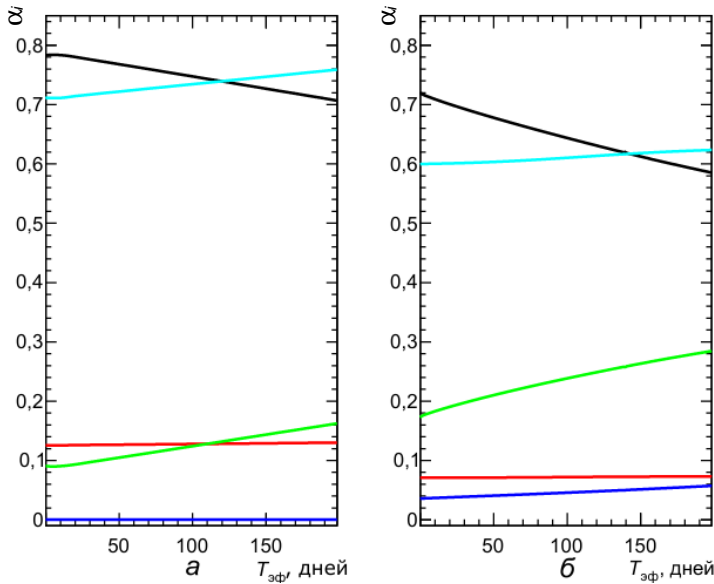


Рис. 5. Зависимость долей деления $\alpha_i(t)$ в БН-800 (а) и ВВЭР-1000 (б): ^{235}U (—), ^{238}U (—), ^{239}Pu (—), ^{241}Pu (—) и (n, γ) (—)

(n, γ) -реакций на ^{238}U относительно полного числа делений. Как следует из рисунка, число (n, γ) -реакций сравнимо с числом делений ^{235}U и увеличивается в ходе кампании, поскольку оно пропорционально возрастающему потоку нейтронов.

Анализ потока антинейтрино в динамике

Расчёты потока и энергетического спектра $\bar{\nu}_e$ от реактора БН-800 были проведены на основе данных моделирования с использованием формулы (1). На рис. 6 представлен поток $\bar{\nu}_e$ от реакций деления (—) и (n, γ) -реакций на ^{238}U

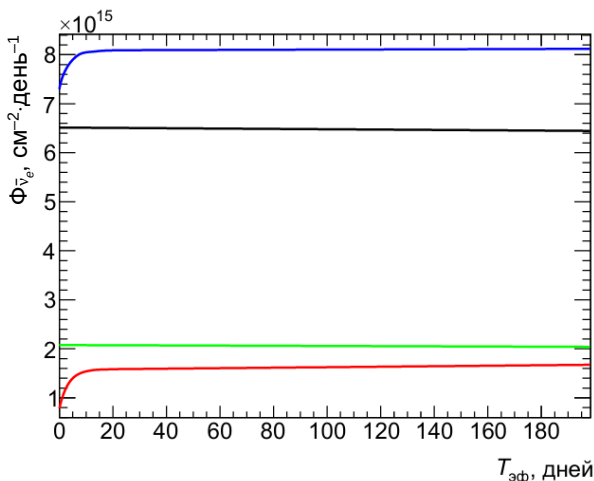


Рис. 6. Поток $\bar{\nu}_e$ от реактора БН-800 на протяжении топливной кампании для реакций деления (—), (n, γ) -реакций на ^{238}U (—), суммарного потока (—), а также суммарного потока, превышающего порог реакции обратного β -распада на протоне (—)

(—) на протяжении кампании. Здесь же показан полный поток (—) и поток с порога реакции обратного β -распада на протоне (1,806 МэВ), по которой $\bar{\nu}_e$ регистрируются нейтринными детекторами (—). Расчёт выполнен для точки, расположенной на расстоянии 20 м от центра АЗ вниз по вертикальной оси с целью минимизации влияния эффектов неоднородности, обусловленных конечными размерами и распределением энерговыделения в АЗ. Видно, что на протяжении кампании поток практически не меняется.

Сравнение потоков $\bar{\nu}_e$ реакторов БН-800 и ВВЭР-1000 представлено на рис. 7. Наибольшее отличие ($\sim 16\%$ в среднем за кампанию) в потоках антинейтрино наблюдается для компоненты от цепочки (2) (n, γ) -реакций на ^{238}U (—). Потоки, обусловленные реакциями деления (—), отличаются на уровне 1%, и полное различие потоков составляет $\sim 5\%$. Примерно такая же разница наблюдается и для потоков $\bar{\nu}_e$ с энергией выше порога реакции обратного β -распада.

Спектры $\bar{\nu}_e$ в реакторе БН-800 для середины кампании, генерируемые в реакциях деления (—) и (n, γ) (—), а также их сумма (—) представлены на рис. 8. Для сравнения с ВВЭР-1000 были построены интегральные спектры с заданного энергетического порога. Их разность представлена на рис. 9, а для начала (—) и конца (—) кампании. Как следует из рисунка, при пороге 3 МэВ поток $\bar{\nu}_e$ в БН-800 превышает

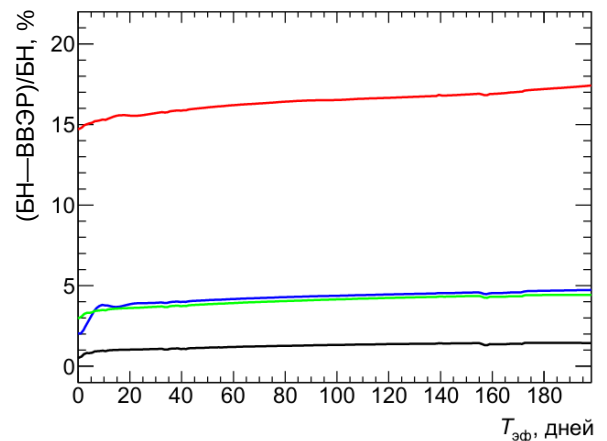


Рис. 7. Разность потоков $\bar{\nu}_e$ реакторов БН-800 и ВВЭР-1000 (%), генерируемых реакциями деления (—), (n, γ) -реакциями на ^{238}U (—), а также разность суммарных потоков (—) и суммарных потоков выше порога реакции обратного β -распада (—)

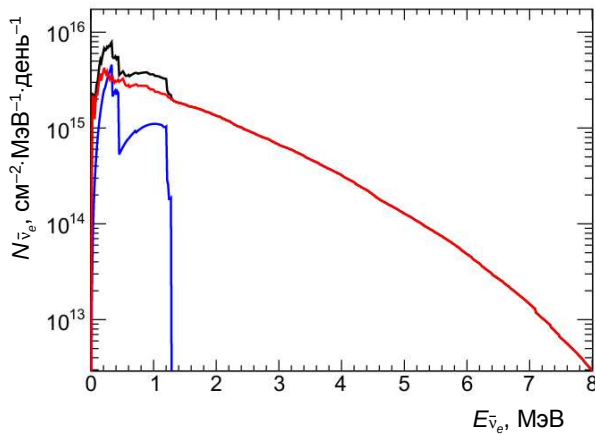


Рис. 8. Спектры $\bar{\nu}_e$ для середины кампании реактора БН-800, обусловленные реакциями деления (—), (n, γ) -реакциями на ^{238}U (—) и их сумма (—)

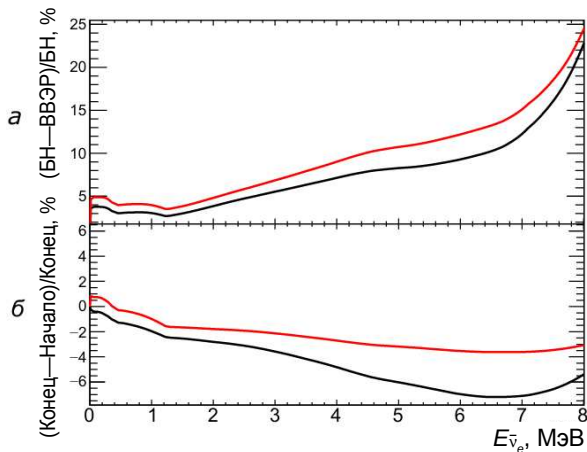


Рис. 9. Разность (%) интегральных спектров $\bar{\nu}_e$ между реакторами БН-800 и ВВЭР-1000 в начале (—) и конце (—) кампании длительностью 198,16 эф. сут (a) и интегральная разность (%) спектров между концом и началом кампании для БН-800 (—) и ВВЭР-1000 (—) (б)

поток в ВВЭР-1000 на ~5,5% в начале и на ~7% в конце кампании. На краю спектра $\bar{\nu}_e$ разница достигает 20%. На рис. 9, б показано отношение интегральных спектров $\bar{\nu}_e$ в конце и начале кампании для ВВЭР-1000 (—) и БН-800 (—). Видно, что для данной топливной загрузки поток $\bar{\nu}_e$ реактора БН-800 за 198,16 эф. сут падает слабее, чем в ВВЭР-1000.

Геометрические размеры активной зоны, разница в изотопных составах и выгорании топливных элементов приводят к угловой анизотропии потоков $\bar{\nu}_e$. Ранее этот эффект был рассмотрен в работе [7] для реактора ВВЭР-1000, где было показано, что вариации в потоках $\bar{\nu}_e$, особенно на близких расстояниях (~5—

10 м) от центра АЗ, составляют несколько процентов и, следовательно, могут влиять на интерпретацию относительных данных нейтринных детекторов, установленных на разных расстояниях.

Для изучения анизотропии потока $\bar{\nu}_e$ реактора БН-800 были проведены расчёты, результаты которых представлены на рис. 10 для диапазона расстояний $R = 5\text{—}20$ м от центра АЗ. Круговые изолинии на этом рисунке соответствуют потокам $\bar{\nu}_e$, нормированным на значение потока в направлении вверх ($\theta = \pi/2$). Результаты показаны для расстояний 5 (—), 10 (—) и 20 м (—) от центра АЗ. На близких расстояниях порядка $R = 5$ м неоднородность потока достигает 6%, при удалении на 10 м отличие составляет не более 1,8%, а на расстояниях порядка 20 м становится пренебрежимо мало (менее 1%). Отличная от ВВЭР-1000 геометрия АЗ реактора БН-800 приводит к меньшей по сравнению с ВВЭР-1000 анизотропии потока в направлении вниз по оси АЗ ($\theta = 3\pi/2$), которое обычно используется для размещения нейтринных детекторов. Также можно отметить, что при размещении нейтринного детектора на близких (до ~10 м) расстояниях в боковом направлении ($\theta = 0, \pi$) можно получить небольшой (на уровне 2%) выигрыш в потоке $\bar{\nu}_e$ по сравнению с положением вдоль вертикальной оси реактора.

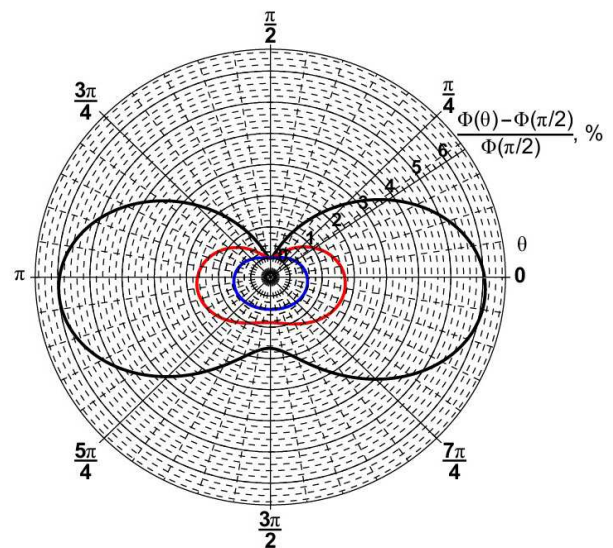


Рис. 10. Увеличение в % потока антинейтрино под углом θ относительно потока в направлении вверх по оси АЗ ($\theta = \pi/2$) для расстояния 5 (—), 10 (—) и 20 м (—)

Заключение

В работе было проведено моделирование топливной кампании реактора на быстрых нейтронах БН-800 со смешанной загрузкой топлива. В ходе моделирования были получены пространственные распределения скоростей ядерных реакций в активной зоне, на основе которых рассчитаны поток и энергетический спектр $\bar{\nu}_e$. Анализ полученных результатов демонстрирует сходство спектральных и интегральных характеристик потоков $\bar{\nu}_e$ от реактора БН-800 со смешанной загрузкой топлива и реактора на тепловых нейтронах ВВЭР-1000. Наибольшие различия проявляются на краю спектра, где разница в потоках достигает 20% и обусловлена различиями в изотопных составах загруженного топлива. Вместе с тем падение потока $\bar{\nu}_e$, связанное с выгоранием топлива на протяжении топливной кампании, в БН-800 выражено слабее, чем в реакторе на тепловых нейтронах ВВЭР-1000. В целом сходство изменений спектральных характеристик $\bar{\nu}_e$ для обоих типов реакторов при энергиях выше порога реакции обратного β -распада указывает на возможность использования реакторов на быстрых нейтронах для фундаментальных и прикладных нейтринных исследований, традиционно проводимых на реакторах типа ВВЭР.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ «Курчатовский институт». Анализ данных проведён с использованием вычислительных ресурсов Объединённого вычислительного кластера НИЦ «Курчатовский институт».

Работа выполнена с использованием оборудования центра коллективного пользования «Комплекс моделирования и обработки данных исследовательских установок мега-класса» НИЦ «Курчатовский институт» (<http://ckp.nrcki.ru/>).

Авторы выражают благодарность В.И. Копейкину за полезные обсуждения.

Список литературы

1. Копейкин В.И., Микаэлян Л.А., Синев В.В. Реактор как источник антинейтрино: тепловая энергия деления. — Ядерная физика, 2004, т. 67, № 10, с. 1916—1922.
2. Копейкин В.И., Скорохватов М.Д. Особенности протекания реакции обратного бета-распада на протоне в потоке антинейтрино ядерного реактора. — Ядерная физика, 2017, т. 80, № 2, с. 142—150.
3. Hayes A.C., Trellue H.R., Nieto M.M., Wilson W.B. Theory of Antineutrino Monitoring of Burning MOX

Plutonium Fuels. — Phys. Rev. C, 2012, vol. 85, p. 024617.

4. Jaffke P., Huber P. Determining reactor fuel type from continuous antineutrino monitoring. — Phys. Rev. Applied, 2017, vol. 8, № 3, p. 034005.

5. Bernstein A., Bowden N.S., Erickson A.S. Reactors as a source of antineutrinos: the effect of fuel loading and burnup for mixed oxide fuels. — Phys. Rev. Applied, 2018, vol. 9, № 1, p. 014003.

6. Cogswell B.K., Huber P. Detection of Breeding Blankets Using Antineutrinos. — Science & Global Security, 2016, vol. 24, № 2, p. 114—130.

7. Zhutikov I.N., Litvinovich E.A., Khvatov V.A. Effect of the Inclusion of the Detailed Geometry of the Reactor Core on the Calculated Antineutrino Flux from a VVER-1000 Reactor. — JETP Lett., 2024, vol. 119, № 3, p. 158—165.

8. Копейкин В.И., Попов Д.В., Скорохватов М.Д. Динамика энерговыделения в активной зоне ядерного реактора. — Ядерная физика, 2024, т. 87, № 1, с. 3—10.

9. Iwamoto O., Iwamoto N., Kunieda S. et al. Japanese evaluated nuclear data library version 5: Jendl-5. — J. of Nuclear Science and Technology, 2023, vol. 60, № 1, p. 1—60.

10. Белоусов В.И., Иоаннисиан М.В. и др. Программный комплекс КИР и его возможности. — ВАНТ. Сер. Ядерно-реакторные константы, 2025, вып. 2, с. 66—79.

11. Давиденко В.Д. Разработка детерминированных моделей повышенной точности и программных комплексов для прямого моделирования физических процессов в ядерных реакторах. Диссертация на соискание учёной степени д.т.н.: 05.14.03. Москва, НИЦ «Курчатовский институт», 2017.

12. Березнев В.П. Разработка нейтронно-физического кода CORNER для анализа стационарных и нестационарных процессов в реакторах на быстрых нейтронах. Диссертация на соискание учёной степени к.т.н.: 05.14.03. Москва, ИБРАЭ РАН, 2017.

13. Чернова И.С. Создание и использование программ полномасштабной пространственной кинетики для расчётов реакторов на быстрых нейтронах. Диссертация на соискание учёной степени к.т.н.: 05.14.03. Москва, ИБРАЭ РАН, 2017.

14. Дробышев Ю.Ю. Гибридная топливная загрузка реактора большой мощности на быстрых нейтронах с металлическим топливом. Диссертация на соискание учёной степени к.т.н.: 05.14.03. Москва, НИЯУ МИФИ, 2021.

Контактная информация —
Жутиков Иван Николаевич,
лаборант-исследователь,
тел.: 8(980)672-09-78,
e-mail: Zhutikov_IN@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 4—11.

Модификация программы CHARM для моделирования переноса γ -излучения с анизотропным источником рассеяния

И.А. Базулин,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 25.03.2025

После доработки — 11.07.2025

Принята к публикации 14.07.2025

В статье описана модификация программы CHARM для моделирования переноса γ -излучения с анизотропным источником рассеяния. Приведено краткое описание процессов взаимодействия фотонов с веществом, заложенных в представленную математическую модель. Приведены результаты расчётов модельных задач и выполнен их анализ.

Ключевые слова: перенос фотонов, радиационная безопасность, программы для ЭВМ.

CHARM Program Modification to Simulate γ -Radiation Transport with Anisotropic Scattering Source.
I.A. Bazulin, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

This article describes CHARM program modification to simulate γ -radiation transport with anisotropic scattering source. It also provides a brief description of photon-matter interaction processes embedded in the mathematical model presented herein, along with the model task calculation results and analysis thereof.

Key Words: photon transport, radiation safety, computer program.

EDN: VVHDOZ

Введение

Моделирование переноса γ -квантов играет критически важную роль в широком спектре научно-технических задач, включая проектирование радиационной защиты, дозиметрию, неразрушающий контроль, медицинскую визуализацию и ядерную энергетику. Точное и эффективное моделирование взаимодействия фотонов с веществом необходимо для обеспечения безопасности и оптимизации процессов, связанных с использованием ионизирующего излучения.

Метод Монте-Карло является наиболее распространённым подходом к решению задач переноса γ -квантов. Благодаря своей универсальности и способности моделировать сложные геометрические и физические процессы метод Монте-Карло широко используется в различных отраслях. Однако при решении задач с сильным ослаблением, характерных, например, для расчётов радиационной защиты толстостенных хранилищ отработавшего ядерного топлива или при проектировании коллиматоров для однофотонной эмиссионной компьютерной томографии, метод Монте-Карло демонстрирует ряд существенных недостатков. В таких условиях значительная часть моделируемых частиц поглощается или рассеивается на ранних этапах их траекторий, что приводит к низкой статистической значимости результа-

тов в областях, удалённых от источника. Эта проблема требует увеличения числа моделируемых историй частиц для достижения приемлемой точности, что, в свою очередь, приводит к значительным вычислительным затратам и увеличению времени расчётов. Применение методов уменьшения дисперсии (variance reduction methods) может частично смягчить данную проблему, но их эффективная реализация требует глубокого понимания решаемой задачи и часто сопряжена со значительными сложностями.

В качестве альтернативы методу Монте-Карло детерминистические методы решения уравнения переноса излучения предлагают более эффективный подход для решения задач с сильным ослаблением потока. В отличие от стохастических методов детерминистические методы решают уравнения переноса непосредственно, что позволяет получить определённое решение с заданной точностью. Одним из таких методов является метод характеристик [1, 2]. Основным его преимуществом перед другими детерминистическими методами (например, перед S_N -методом) является возможность задания геометрии расчётной области без необходимости её упрощения. В детерминистической программе улучшенной оценки CHARM [3], предназначенной для моделирования переноса нейтронов, геометрия задаётся в парадигме конструктивной твердотельной геометрии аналогично тому, как это делается в методе Монте-

Карло. Суть данного подхода заключается в том, чтобы описывать сложные геометрические области при помощи логических операций (таких как объединение, пересечение, дополнение) над элементарными геометрическими телами — поверхностями, что позволяет создать модель с желаемой детализацией расчётной области. Это делает его перспективным инструментом для решения задач, связанных с переносом γ -квантов.

Настоящая работа посвящена модификации программы CHARM, позволяющей расширить область применения этой программы для решения задач моделирования переноса γ -излучения.

Взаимодействие γ -квантов с веществом

Как и в случае нейтронов, перенос γ -квантов можно описать при помощи кинетического уравнения Больцмана. Отличие заключается только в процессах, отвечающих за появление и убыль частиц. За взаимодействия фотонов с веществом отвечают четыре процесса [4]:

- фотоэффект;
- когерентное рассеяние;
- некогерентное рассеяние (комpton-эффект);
- образование электрон-позитронных пар.

Полное сечение взаимодействия γ -квантов с веществом представляет собой сумму его парциальных компонентов. Изображение полного сечения взаимодействия фотонов с веществом и его компонентов как функции энергии фотона для свинца представлено на рис. 1 [4].

Из характера зависимости сечения от энергии можно сделать следующие выводы:

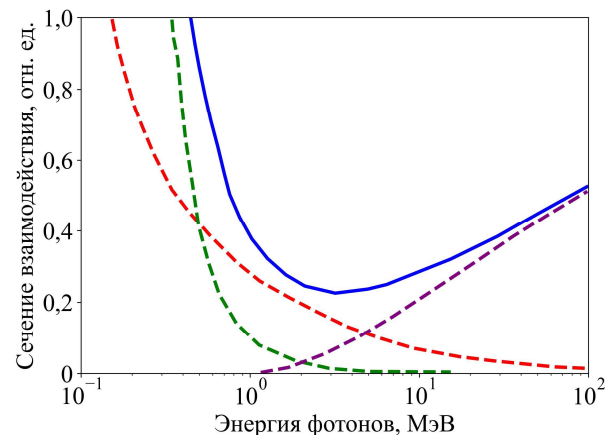


Рис. 1. Зависимость сечений взаимодействия фотонов с атомами свинца: — полное сечение взаимодействия; - - - суммарное когерентное и некогерентное рассеяние; - - - сечение фотоэффекта; - - - сечение образования электрон-позитронных пар

— в области малых энергий основной механизм взаимодействия — фотоэффект;

— в промежуточной области γ -кванты наиболее вероятно испытывают рассеяние;

— в области больших энергий превалирует процесс образования электрон-позитронных пар.

Характеристическая форма уравнения переноса γ -квантов

В работе [3] описан реализованный в программе CHARM алгоритм решения уравнения переноса нейтронов методом характеристик, в основе которого лежит переход к характеристической форме кинетического уравнения. Как было сказано ранее, уравнение переноса γ -квантов аналогично уравнению переноса нейтронов, отличными будут лишь определения компонентов, отвечающих за убыль и прибыль частиц. С учётом всех описанных процессов взаимодействия фотонов с веществом уравнение переноса γ -квантов можно записать следующим образом:

$$(\Omega, \nabla \psi(\mathbf{r}, \Omega, E)) + \Sigma_T(\mathbf{r}, E) \psi(\mathbf{r}, \Omega, E) = \int_0^\infty dE' \int_{4\pi} [\Sigma_{\text{coh}}(\mathbf{r}, \Omega' \rightarrow \Omega, E') + \Sigma_{\text{incoh}}(\mathbf{r}, \Omega' \rightarrow \Omega, E' \rightarrow E)] \times \psi(\mathbf{r}, \Omega', E') d\Omega' + Q_{\text{вн}},$$

где $\Sigma_T = \Sigma_{\text{coh}} + \Sigma_{\text{incoh}} + \Sigma_{\text{phot}} + \Sigma_{\text{pair}}$ — полное сечение взаимодействия γ -квантов с веществом; Σ_{coh} — сечение когерентного рассеяния; Σ_{incoh} — сечение некогерентного рассеяния; Σ_{phot} — сечение фотоэффекта; Σ_{pair} — сечение образования электрон-позитронных пар; $Q_{\text{вн}}$ — внешний источник фотонов.

Проводя преобразования, аналогичные тем, что представлены в работе [3], а также используя многогрупповое энергетическое приближение и метод дискретных ординат, получим характеристическую форму уравнения переноса γ -квантов

$$\frac{d\psi_{m,p,g}(s)}{ds} + \Sigma_T^g(s) = \sum_{g'=1}^G \sum_{m'=1}^M \sum_{p'=1}^P \omega_{m'} \omega_{p'} \times \left[\Sigma_{\text{coh}}^{g'}(s, \Omega' \rightarrow \Omega) + \Sigma_{\text{incoh}}^{g' \rightarrow g}(s, \Omega' \rightarrow \Omega) \right] \psi_{m',p',g'}(s) + Q_{\text{вн}}^g,$$

где g — индекс энергетической группы; m — индекс азимутального угла; p — индекс полярного угла; ω_m и ω_p — веса азимутальной и полярной угловых квадратур соответственно.

Учёт анизотропии рассеяния

При решении задач переноса γ -квантов приближение изотропного рассеяния является неприменимым вследствие того, что индикатрисы рассеяния фотонов являются сильно вытянутыми вперёд. Для учёта анизотропии источника рассеяния используем метод сферических гармоник. Суть метода заключается в том, что источник рассеяния представляется в виде разложения в ряд по сферическим функциям. Данные функции являются собственными функциями оператора Лапласа в сферической системе координат и образуют ортонормированную систему в пространстве функций на сфере S^2 в трёхмерном пространстве. Определение сферической функции имеет следующий вид:

$$Y^{l,m}(\mu, \gamma) = \sqrt{\frac{(l-m)!}{(l+m)!}} P_l^m(\mu) \exp(im\gamma),$$

где μ — косинус полярного угла; γ — азимутальный угол; $P_l^m(\mu)$ — присоединённые полиномы Лежандра. Комплексно-сопряжённая сферическая функция определяется как

$$(Y^{l,m})^*(\mu, \gamma) = Y^{l,-m}(\mu, \gamma).$$

Используя сферические гармоники, источник рассеяния можно разложить в ряд следующим образом:

$$Q_{m,p,g}^{\text{рассеяния}}(s) = \sum_{g'=1}^G \sum_{m'=1}^M \sum_{p'=1}^P \omega_{m'} \omega_{p'} \sum_{l=0}^L \frac{2l+1}{4\pi} \times \\ \times \left(\Sigma_{\text{coh}}^{g',l}(s) + \Sigma_{\text{incoh}}^{g' \rightarrow g,l}(s) \right) \sum_{\xi=-l}^l \phi_g^{l,\xi}(s) Y^{l,\xi}(\Omega),$$

где $\Sigma_{\text{coh}}^{g',l}$ и $\Sigma_{\text{incoh}}^{g' \rightarrow g,l}$ — коэффициенты разложения когерентного и некогерентного сечения в ряд по полиномам Лежандра соответственно; $\phi_g^{l,\xi}(s)$ — коэффициенты разложения плотности потока в ряд по сферическим функциям, которые определяются как

$$\phi_g^{l,\xi} = \int_{-1}^1 d\mu' \int_0^{2\pi} d\gamma \psi_g(\mu, \gamma) (Y^{l,\xi})^*(\mu, \gamma).$$

Таким образом, используя полученное разложение, получим характеристическую форму уравнения переноса с учётом анизотропии рассеяния

$$\frac{d\psi_{m,p,g}(s)}{ds} + \Sigma_T^g(s) = \sum_{g'=1}^G \sum_{m'=1}^M \sum_{p'=1}^P \omega_{m'} \omega_{p'} \sum_{l=0}^L \frac{2l+1}{4\pi} \times \\ \times \left(\Sigma_{\text{coh}}^{g',l}(s) + \Sigma_{\text{incoh}}^{g' \rightarrow g,l}(s) \right) \sum_{\xi=-l}^l \phi_g^{l,\xi}(s) Y^{l,\xi}(\Omega) + Q_{\text{вн}}^{m,p,g}.$$

Обозначая всю правую часть уравнения как $Q_{m,p,g}(s)$, получим

$$\frac{d\psi_{m,p,g}(s)}{ds} + \Sigma_T^g(s) = Q_{m,p,g}(s).$$

Данное уравнение полностью эквивалентно уравнению (3) из работы [3], и как следствие, для него справедлива описанная в работе [3] схема численного решения.

Многогрупповая библиотека постоянных взаимодействия

Для моделирования переноса γ -квантов в различных средах необходима информация о взаимодействии фотонов с веществом. Для этого на основе библиотеки оцененных ядерных данных ENDF/B-VII.1 [5] была разработана многогрупповая библиотека фотоатомных реакций, содержащая данные о сечениях взаимодействия для 100 различных элементов в 94 энергетических группах. Разбиение на группы проводилось в соответствии со структурой CSEWG [6]. При создании библиотеки использовался программный комплекс NJOY2016 [7], который является стандартным инструментом для обработки ядерных данных. Библиотека фотоатомных реакций создавалась в несколько этапов:

1. Реконструкция сечений из точечных данных при помощи модуля RECONR;
2. Обработка фотоатомных данных при помощи модуля GAMINR;
3. Запись многогрупповых констант при помощи модуля MATXSР.

После завершения обработки данных по всем элементам происходит создание пригодной для работы с программой CHARM библиотеки в формате HDF5 [8]. Данный формат широко используется в научных вычислениях, инженерии и других областях, где требуется эффективное хранение данных. Полученная библиотека содержит значения полного сечения взаимодействия, сечения фотоэффекта, сечения образования пар, а также матрицы коэффициентов разложения когерентного и некогерентного рассеяния до 3-го порядка.

Тестовые расчёты

Для верификации разработанной модификации программы, предназначенной для моделирования переноса γ -квантов, было выполнено два расчётных теста. Первый тест включал моделирование переноса фотонов в цилиндриче-

ской системе, заполненной водой. Геометрия задачи представляла собой цилиндр радиусом 10 см с точечным моноэнергетическим источником фотонов с энергией 1 МэВ, расположенным в центре системы. Основной целью данного теста являлась проверка корректности моделирования процессов переноса γ -квантов. Для анализа пространственного распределения плотности потока фотонов цилиндр был разделён на 11 концентрических зон равной площади. Для верификации результатов, полученных с использованием программы CHARM, были проведены расчёты с помощью программного комплекса OpenMC [9] с библиотекой ядерных данных на основе ENDF/B-VII.1, который реализует метод Монте-Карло для моделирования переноса нейтронов и γ -квантов. В расчётах с использованием программного комплекса OpenMC было промоделировано $9 \cdot 10^7$ историй частиц, что обеспечило относительную статистическую погрешность менее 1% для всех рассматриваемых зон. На основе результатов расчётов выполнено сравнение зависимостей мощности эквивалентной дозы от γ -квантов в кольцевых областях в зависимости от радиальной координаты. Для расчёта мощности эквивалентной дозы применялись переводные коэффициенты, приведённые в НРБ-99/2009 [10]. Полученные зависимости для данного теста представлены на рис. 2.

Анализ представленных зависимостей позволяет заключить, что результаты, полученные с использованием программных комплексов CHARM и OpenMC, демонстрируют хорошее согласование во всех расчётных зонах. Это свидетельствует о корректности результатов, полученных с помощью программы CHARM. Абсолютное значение относительного отклонения

мощности эквивалентной дозы, рассчитанной по программе CHARM, от результатов, полученных с использованием программы OpenMC, не превышает 4,5%. Максимальные расхождения между данными проявляются в двух характерных областях: в непосредственной близости от источника и в наиболее удалённой от него зоне. Вблизи источника наблюдаемые отклонения обусловлены, во-первых, различиями в учёте эффекта самопоглощения излучения в объёме источника, а во-вторых, погрешностями численного интегрирования по его геометрическому объёму. В дальних зонах основным фактором расхождений служит трансформация энергетического спектра. В процессе многократного рассеяния в водной среде происходит постепенное изменение энергии γ -квантов, приводящее к существенной модификации исходного спектрального распределения. Так как переводные коэффициенты зависят от энергии, то даже относительно небольшие различия спектров могут приводить к более ощутимому отклонению значений мощности эквивалентной дозы. Следует подчеркнуть, что при валидации расчётных методик, используемых для обоснования радиационной безопасности, ключевым критерием является согласование с экспериментальными данными, типичная погрешность которых в подобных измерениях составляет 5—7%. В этом контексте наблюдаемые расхождения на уровне 4,5% между результатами CHARM и OpenMC не только находятся в пределах экспериментальной неопределённости, но и демонстрируют соответствие, полностью удовлетворяющее требованиям практической дозиметрии.

После успешной верификации моделирования переноса γ -квантов в цилиндрической геометрии следующим этапом стало проведение второго теста, направленного на оценку корректности расчёта дозовых характеристик γ -излучения при прохождении через материалы защиты. С этой целью была смоделирована серия прецизионных экспериментов по измерению мощности экспозиционной дозы от γ -излучения на расстоянии 1 м от источников на основе кобальта и цезия, проведённых на поверочной дозиметрической установке ВУ-01 “Эталон-2М” [11], с использованием защитных слоёв различной толщины из железа, свинца и поли-

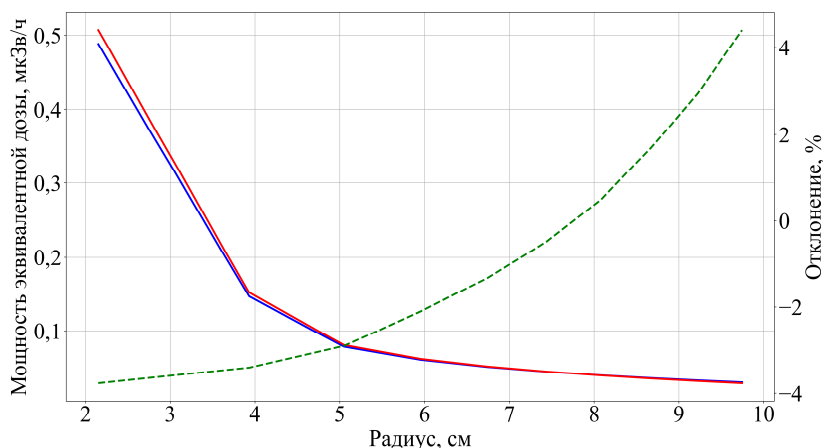


Рис. 2. Зависимость мощности эквивалентной дозы от радиуса цилиндра: — значения, полученные по программе CHARM; — значения, полученные по программе OpenMC; - - - относительное отклонение

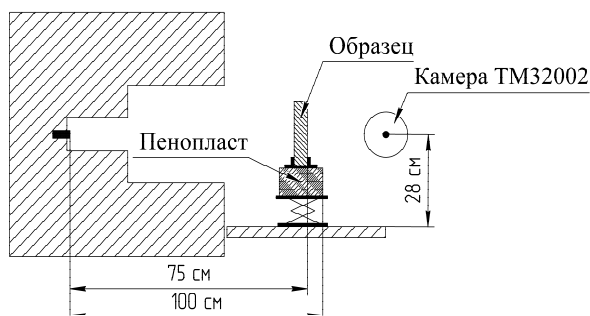


Рис. 3. Схематическое изображение геометрии измерений на установке ВУ-01 "Эталон-2М"

этилена. Конструкция данной установки включает комплект γ -источников (около 10 единиц), размещённых в толстом свинцовом коллиматоре, и мобильную стальную платформу для фиксации облучаемых образцов. Схематично установка представлена на рис. 3.

Для измерений мощности дозы в работе [10] были выбраны источники на основе ^{137}Cs и ^{60}Co , основные параметры которых приведены в табл. 1.

Таблица 1. Характеристики источников

Источник	Тип источника	Начальная активность, Бк
^{137}Cs	ИГИ-Ц-4-5	$9,25 \cdot 10^{10} \pm 15\% (2\sigma)$
^{60}Co	ГИК-2-18	$5,9 \cdot 10^{11} \pm 15\% (2\sigma)$

Исследуемые образцы представляли собой диски радиусом 10 см из свинца, железа и полиэтилена различной толщины, геометрические параметры которых контролировались с точностью $\pm 0,1$ мм. Образцы фиксировались на специализированной подставке с использованием двух стальных уголков, обеспечивающих совмещение их геометрических центров с осью коллимации источников. Максимальное отклонение от заданной позиции не превышало ± 1 мм. Детектирование излучения выполнялось посредством ионизационной камеры ТМ32002, установленной на расстоянии 1 м от источников и коаксиально выровненной относительно их оси. Измерения мощности дозы регистрировались дозиметром ДКС-АТ5350/1 с погрешностью 2,5% (2σ), что соответствует требованиям к прецизионным метрологическим исследованиям. Также, помимо результатов измерений, в работе [11] приведены результаты моделирования этих экспериментов по программе ПРИЗМА [12] с оцененными данными из библиотеки EPDL-97 [13], в основе которой лежит метод Монте-Карло.

При проведении верификационных расчётов по программе CHARM рассматривалась

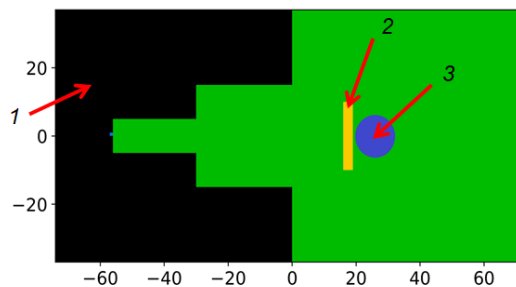


Рис. 4. X—Y-сечение расчётной модели: 1 — свинцовый коллиматор; 2 — образец; 3 — ионизационная камера

только вторая серия экспериментов из [11]. При создании расчётной модели были сделаны некоторые упрощения: пренебрегалось креплениями образцов, специальной подставкой, пенопластом и полиэтиленовым диском, а также стенками ионизационной камеры, полом, потолком и стенами измерительного зала. Изображение X—Y-сечения расчётной области представлено на рис. 4.

В ходе работы было проведено 20 расчётов (по 10 на каждый тип источника): для толщин 4,68 и 9,68 см в случае полиэтиленового образца, 3, 4,96, 7,96 и 9,96 см в случае стального образца и 1,3, 2,62, 3,62, 4,85 см в случае образца из свинца. Значения экспозиционной дозы, полученные для каждого расчётного случая в сравнении с экспериментальными данными и данными, полученными по программе ПРИЗМА, представлены в табл. 2. На рис. 5 представлено графическое изображение полученных результатов для кобальтового источника в сравнении с экспериментальными данными с учётом их неопределённости. Вертикальными линиями на данном графике обозначается доверительный интервал, обусловленный погрешностью эксперимента, которая по данным работы [11] составляет 15% и определяется, в основном, погрешностью определения начальной активности источников.

Анализируя полученные результаты, видим, что для всех трёх образцов полученные по программе CHARM значения находятся в хорошем согласии с результатами экспериментов и для всех рассмотренных толщин образцов расчётные значения попадают в доверительный интервал эксперимента. На рис. 6 представлена аналогичная зависимость, полученная для цезиевого источника. В данном случае была получена аналогичная картина: все расчётные значения лежат в доверительном интервале эксперимента и, как следствие, с достаточной точностью согласуются с измеренными значениями.

Таблица 2. Результаты моделирования экспериментов на установке “Эталон-2М”

Образец	Толщина, см	Тип источника	Эксперимент, мР/ч	Расчёт ПРИЗМА, мР/ч	Расчёт CHARM, мР/ч	Отклонение ПРИЗМА от эксп., %	Отклонение CHARM от эксп., %
Сталь	3	^{60}Co	2,27	2,35	2,217	3,52	-2,35
	4,96		1,2	1,2	1,168	0	-2,64
	7,96		0,49	0,43	0,474	-12,24	-3,20
	9,96		0,28	0,22	0,269	-21,43	-3,86
Свинец	1,3	^{60}Co	2,86	2,99	2,800	4,55	-2,10
	2,62		1,41	1,44	1,371	2,13	-2,80
	3,62		0,88	0,82	0,859	-6,82	-2,39
	4,85		0,47	0,39	0,453	-17,02	-3,61
Полиэтилен	4,68	^{60}Co	4,76	5,11	4,619	7,35	-2,96
	9,68		3,69	3,98	3,576	7,86	-3,08
Сталь	3	^{137}Cs	130	137	126,22	5,38	-2,91
	4,96		56,3	54	54,21	-4,09	-3,71
	7,96		19,8	13,3	18,69	-32,83	-5,62
	9,96		11,8	5,34	11,34	-54,75	-3,87
Свинец	1,3	^{137}Cs	119	129	116,21	8,40	-2,34
	2,62		33	31,7	32,14	-3,94	-2,60
	3,62		18,2	10,6	17,59	-41,76	-3,34
	4,85		10,7	2,85	10,31	-73,36	-3,65
Полиэтилен	4,68	^{137}Cs	368	404	359,99	9,78	-2,18
	9,68		259	287	252,35	10,81	-2,57

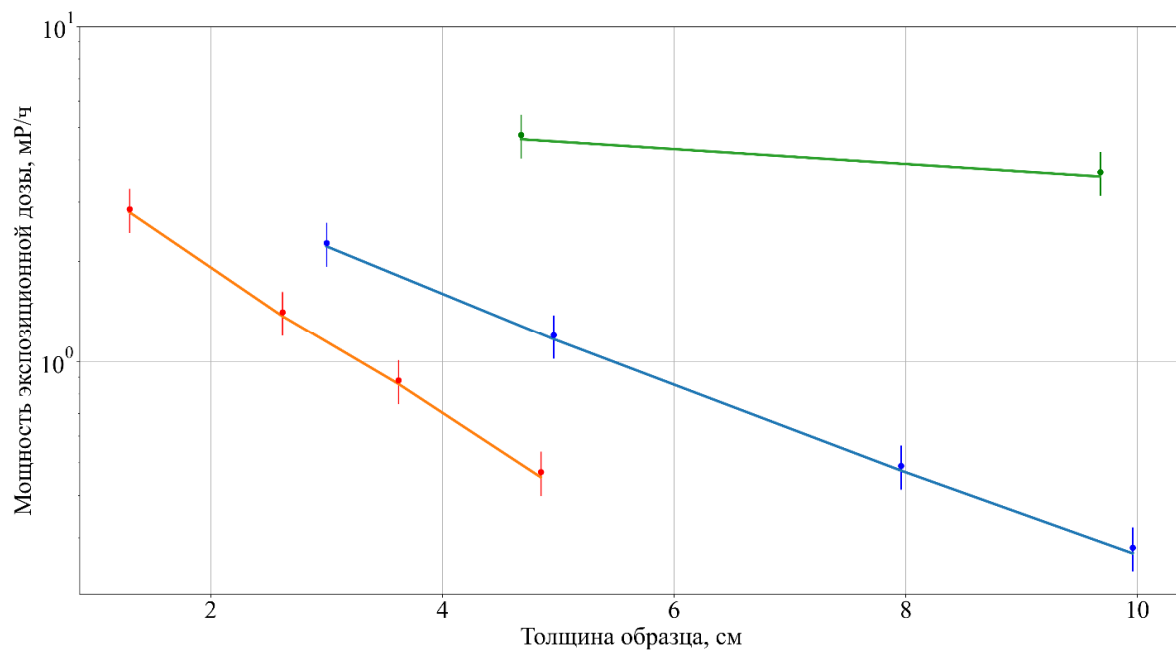


Рис. 5. Зависимость мощности экспозиционной дозы от толщины образца для источника ^{60}Co : — значения, полученные по программе CHARM для стального образца; — значения, полученные по программе CHARM для свинцового образца; — значения, полученные по программе CHARM для полиэтиленового образца; • — экспериментальные значения для стального образца; • — экспериментальные значения для свинцового образца; • — экспериментальные значения для полиэтиленового образца

Используя табл. 2, удобно провести сравнение полученных результатов между двумя программами для ЭВМ — CHARM и ПРИЗМА. Анализ полученных по программе ПРИЗМА расчётов показывает, что в данном случае проявляется свойственная методу Монте-Карло

проблема — с ростом толщины образца увеличивается отклонение расчётных данных от экспериментальных. При больших толщинах образцов полученные по программе ПРИЗМА значения существенно выпадают из доверительного интервала эксперимента. Объяснение

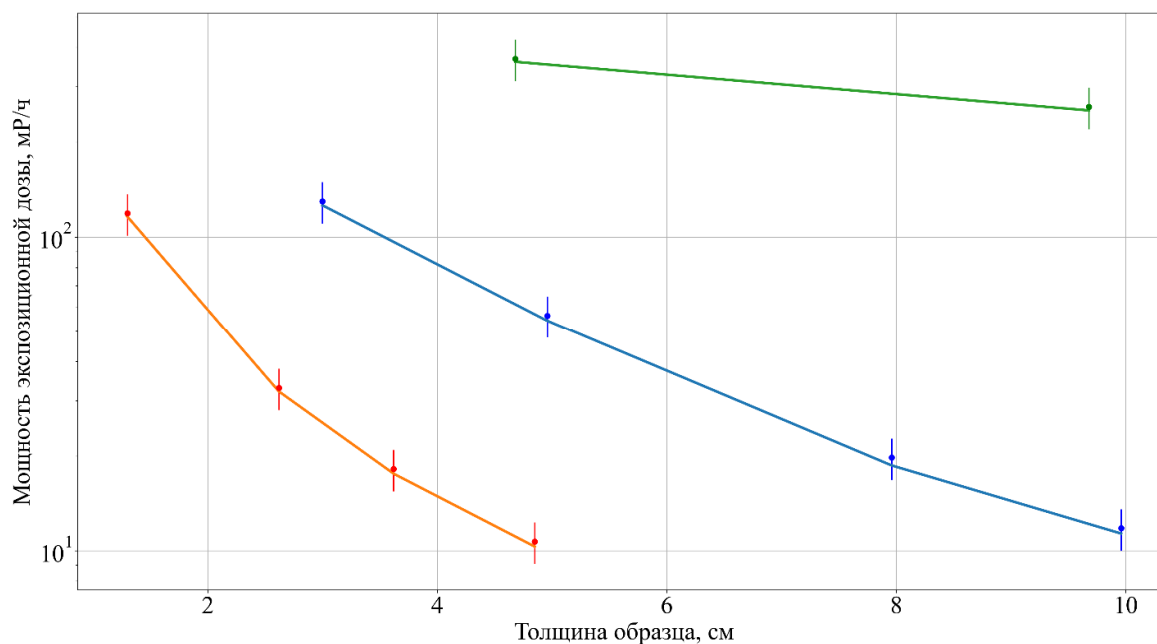


Рис. 6. Зависимость мощности экспозиционной дозы от толщины образца для источника ^{137}Cs : — значения, полученные по программе CHARM для стального образца; — значения, полученные по программе CHARM для свинцового образца; — значения, полученные по программе CHARM для полиэтиленового образца; • — экспериментальные значения для стального образца; • — экспериментальные значения для свинцового образца; • — экспериментальные значения для полиэтиленового образца

отклонения результатов, полученных по программе ПРИЗМА, от экспериментальных данных не входит в задачи настоящего исследования, однако, анализируя представленные данные, можно предположить, что в данном случае, учитывая относительно небольшие геометрические размеры моделируемой системы, увеличение отклонения может быть связано с точностью библиотеки ядерных данных, качеством алгоритмов программы, а также недостаточным объемом промоделированных историй частиц. В то же время, анализируя полученные по программе CHARM результаты, видим, что отклонение результатов расчета от экспериментальных данных практически не зависит от толщины. Небольшое нарастание отклонения в данном случае может быть вызвано тем, что при больших толщинах образцов падает интенсивность излучения, достигающего до ионизационной камеры, что приводит к небольшому росту погрешности измерения. Максимальное значение отклонения результатов, полученных по программе CHARM, от экспериментальных данных не превышает 6%, а все рассчитанные значения экспозиционной дозы укладываются в доверительный интервал эксперимента 15%, обусловленный погрешностью измерения начальной активности источников.

Заключение

В данной статье представлена модификация программы для ЭВМ CHARM, позволяющая моделировать перенос γ -квантов. Для проведения расчетов при помощи программного комплекса NJOY была создана 94-групповая библиотека сечений взаимодействия для 100 различных элементов. Проведенные и представленные в данной статье исследования подтвердили корректность и эффективность разработанной модификации. Верификация осуществлялась в три этапа:

1. Сравнение с программным комплексом OpenMC в задаче моделирования переноса фотонов в цилиндрической системе, заполненной водой, продемонстрировало хорошее согласование результатов (максимальное отклонение мощности эквивалентной дозы по модулю не превысило 4,5%). Это подтвердило адекватность физических моделей, заложенных в программе CHARM, и их программной реализации. Наибольшие расхождения (до 4,5%) наблюдаются в приграничной области источника и периферийной зоне, что объясняется особенностями учета самопоглощения и трансформацией энергетического спектра соответственно. Указанные отклонения остаются в пределах типичной экспериментальной по-

грешности (5—7%), что удовлетворяет требованиям практической дозиметрии;

2. Анализ дозовых характеристик при прохождении γ -квантов через защитные материалы (свинец, сталь, полиэтилен) показал, что результаты расчётов по программе CHARM находятся в пределах доверительного интервала экспериментальных данных, а максимальное отклонение расчётных значений от измеренных не превысило 6%. Также стоит отметить, что результаты программы CHARM гораздо лучше согласуются с экспериментальными данными по сравнению с расчётами по программе ПРИЗМА;

3. Сравнение с программой ПРИЗМА выявило ключевое преимущество программы CHARM — стабильность отклонения от экспериментальных данных независимо от толщины образцов. В то время как для программы ПРИЗМА наблюдался рост расхождений с увеличением толщины, вызванный, вероятно, недостаточной статистикой при моделировании, программа CHARM продемонстрировала устойчивость к изменению параметров системы.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. **Владимиров В.С.** Численное решение кинетического уравнения для сферы. — Вычислительная математика, 1958, т. 3, с. 3—33.
2. **Askew J.R.** A characteristics formulation of the neutron transport equation in complicated geometries. United Kingdom Atomic Energy Authority, 1972, № AEEW-M-1108.
3. **Базулин И.А., Федосов А.М., Мязин А.С., Федотов А.С.** CHARM: параллельный нейтронно-физический код, основанный на методе характеристик. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2024, вып. 5, с. 11—21.
4. **Краюшкин А.В.** Ядерная безопасность. Учебное пособие по курсу “Ядерная безопасность” для студентов, обучающихся по направлению “Ядерная энергетика и теплофизика”. — М.: Изд-во МЭИ, 2020. 161 с.; ISBN 978-5-7046-2323-6.
5. **Chadwick M.B. et al.** ENDF/B-VII. 1 nuclear data for science and technology: cross sections, covariances, fission product yields and decay data. — Nuclear Data Sheets, 2011, vol. 112, № 12, p. 2887—2996.
6. **MacFarlane R.E., Muir D.W.** The NJOY Nuclear Data Processing System. Volume 3. The GROUPR, GAMINR, and MODER modules. Los Alamos National Lab. (LANL), Los Alamos, NM (United States), 1987, № LA-9303-M-Vol. 3; ENDF-324-Vol. 3.
7. **Kahler A.C., Macfarlane R.** NJOY2016. Los Alamos National Laboratory (LANL), Los Alamos, NM (United States), 2016, № NJOY, NJOY16; 005075MLTPL00.
8. **Folk M. et al.** An overview of the HDF5 technology suite and its applications. — In: Proc. of the EDBT/ICDT 2011. Workshop on Array Databases, 2011, p. 36—47.
9. **Romano P.K., Forget B.** The OpenMC Monte Carlo particle transport code. — Annals of Nuclear Energy, 2013, vol. 51, p. 274—281.
10. **Нормы** радиационной безопасности (НРБ-99/2009). СанПиН 2.6.1.2523-09. — М.: Федеральный центр гигиены и эпидемиологии Роспотребнадзора, 2009.
11. **Бычков В.Б. и др.** Прецизионные эксперименты для верификации расчетов дозовых характеристик гамма-излучения при прохождении через материалы защиты. — ВАНТ. Сер. Ядерно-реакторные константы, 2018, № 2, с. 147—152.
12. **Kandiev Y.Z., Kashaeva E.A., Khatuntsev K.E., Kuropatenko E.S., Lobanova L.V., Lukin G.V., Malakhov A.A., Malyshkin G.N., Modestov D.G., Mukhamadiev R.F., Orlov V.G., Samarin S.I., Serovala E.V., Spirina S.G., Vakhonina T.V., Voronina N.A., Zatsepin O.V.** “PRIZMA” Status. — Annals of Nuclear Energy, 2015, vol. 82, p. 116—120.
13. **Cullen D.E., Hubbell J.H., Kissel L.** EPDL97: the Evaluated Photo Data Library97 Version. Lawrence Livermore National Lab. (LLNL), Livermore, CA (United States), 1997, № UCRL-50400-Vol. 6-Rev. 5.

Контактная информация —
Базулин Игорь Алексеевич,
начальник лаборатории,
тел.: 8(964)700-82-03,
e-mail: Bazulin_IA@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 12—19.

Метод комбинирования корреляций критического теплового потока ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ для расчёта минимального запаса до кризиса теплообмена в реактивных авариях (RIA) РУ с ВВЭР

А.А. Галиев, П.В. Гордиенко, Б.Е. Шумский, А.В. Коцарев, В.В. Егоров,
НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 18.12.2024

После доработки — 18.06.2025

Принята к публикации 18.06.2025

Выполнено сравнение корреляций критического теплового потока (КТП) ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (корреляция Безрукова Ю.А.) и НИКИЭТ (корреляция Смолина В.Н.). Рассмотрены возможные методы комбинирования двух корреляций КТП при анализе переходных режимов. Проведены серии вариантных расчётов характерных режимов реактивных аварий (RIA) для РУ с ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 с определением минимального запаса до кризиса теплообмена (DNBR) “методом минимума” комбинирования корреляций. На основании результатов расчётов сделаны выводы о применимости “метода минимума” комбинирования корреляций критического теплового потока ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ для расчёта минимального DNBR в RIA РУ с ВВЭР.

Ключевые слова: критический тепловой поток, корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (корреляция Безрукова Ю.А.), корреляция НИКИЭТ (корреляция Смолина В.Н.), реактивные аварии (RIA), ВВЭР, минимальный запас до кризиса теплообмена, комбинирование корреляций, “метод минимума”.

Method for Combining Correlations of Critical Heat Flux from OKB Gidropress and NIKIET to Calculate the Minimum DNBR in Reactivity Accidents (RIA) of Reactor Plants with VVER. A.A. Galiev, P.V. Gordienko, B.E. Shumskiy, A.V. Kotsarev, V.V. Egorov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

A comparison of the critical heat flux (CHF) correlations of OKB Gidropress (correlation by Bezrukov Yu.A.) and NIKIET (correlation by Smolin V.N.) was performed. Possible methods for combining two CHF correlations in the analysis of transient modes are considered. A series of variant calculations of typical emergency modes of reactivity accidents (RIA) for WVER-1000 and WVER-1200 reactors were performed with the determination of the departure from nucleate boiling ratio (DNBR) using the “minimum method” of combining correlations. Based on the calculation results, conclusions were made on the applicability of the “minimum method” of combining the critical heat flux correlations of OKB Gidropress and NIKIET for calculating the minimum DNBR in RIA at WVER reactors.

Key Words: critical heat flux, OKB Gidropress correlation (Yu.A. Bezrukov correlation), NIKIET correlation (V.N. Smolin correlation), reactivity accidents, WVER, departure from nucleate boiling ratio, combination of correlations, “minimum method”.

EDN: NVZIVX

Введение

Одним из важнейших показателей теплотехнической надёжности реактора ВВЭР является запас до кризиса теплообмена. Кризис на поверхности твэла характеризуется нарушением структуры потока теплоносителя у поверхности теплообмена и, как следствие, резким повышением температуры топлива и оболочки, что может привести к плавлению топлива и разрушению оболочки твэла. Поэтому при обосновании безопасности реакторных установок (РУ) с ВВЭР величине минимального запаса до кризиса теплообмена (DNBR) отводится особое место, что отражается в соответствующем приёмном критерии оценки безопасности РУ: “Кризис теплоотдачи не достигается с вероятностью 95% для самого горячего твэла

(минимальный запас до кризиса теплоотдачи в активной зоне более 1,0)” [1]. Данный критерий является актуальным для режимов с нарушением нормальных условий эксплуатации и для части проектных аварий.

Одной из групп аварийных режимов, рассматриваемых при обосновании безопасности РУ, является группа аварий, связанных с аномалиями реактивности и распределения мощности. Указанные режимы обуславливаются следующими исходными событиями: неуправляемое извлечение рабочей группы органов регулирования системы управления и защиты (ОР СУЗ), выброс одного стержня ОР СУЗ, падение стержня ОР СУЗ, подключение неработающей петли без предварительного снижения мощности и другие. Анализ режимов этой группы аварий проводится в НИЦ “Курчатовский ин-

ститут”. Расчёт части аварийных режимов выполняется с помощью программного комплекса ATHLET/BIPR-VVER [2, 3] с трёхмерным описанием нейтронной физики и квазитрёхмерным описанием теплогидравлики.

Для расчёта DNBR следует определить величину критического теплового потока (КТП) — такой плотности теплового потока с твэла, при которой происходит кризис теплоотдачи. В общем случае КТП пучка стержней является функцией многих параметров. Но при фиксированной геометрии пучка и в предположении равномерного тепловыделения по длине и по сечению принято считать, что КТП является функцией трёх переменных: относительной энтальпии x , массовой скорости $\rho\omega$ (или G) и давления P [4].

Для расчёта КТП в реакторах ВВЭР широко используется корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (корреляция Безрукова Ю.А.) [5]:

$$q_{cr} = 0,795(1-x)^{0,105P-0,5} \times \times \rho\omega^{0,184-0,311x} (1-0,0185P),$$

где q_{cr} — критический тепловой поток, МВт/м²; x — относительная энтальпия в месте кризиса, отн. ед.; $\rho\omega$ — массовая скорость потока, кг/(м²·с); P — давление в месте кризиса, МПа.

Данная корреляция была получена путём проведения серии экспериментов применительно к рабочим условиям именно ВВЭР: семистержневой пучок повторял регулярную решётку ТВС ВВЭР. Параметры теплоносителя соответствовали рабочему диапазону параметров ВВЭР: давление 7,45—16,7 МПа, массовая скорость 700—3800 кг/(м²·с), относительная энтальпия в месте кризиса от –0,07 до 0,4. Поэтому данная корреляция является принятой в отрасли при обосновании безопасности РУ с ВВЭР. Среднее алгебраическое отклонение экспериментальных точек от расчётной формулы составило $\Delta_{БР} = 1,0\%$, среднеквадратичное отклонение $\sigma_{БР} = 13,1\%$. Для удобства обозначения здесь и далее корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС” кратко маркируется “Безруков” или “БР”, корреляция НИКИЭТ — “Смолин” или “СМ”.

В ходе аварийного процесса параметры теплоносителя вблизи “самого горячего твэла” могут выйти за пределы диапазона применимости формулы ОКБ “ГИДРОПРЕСС”. Поэтому для расчёта КТП в этих областях параметров следует использовать другие корреляции.

В качестве корреляции, расширяющей диапазон обоснованного расчёта КТП при анализе

аварийных процессов, часто выступает корреляция НИКИЭТ (корреляция Смолина В.Н.) [6]:

$$\begin{aligned} q_{cr} &= \min\{q_{cr1}, \max(q_{cr2}, q_{cr3})\}, \\ q_{cr1} &= 0,024r\rho'^{0,5}[\sigma(\rho' - \rho'')g]^{0,25} \times \\ &\times \left[\frac{\rho\omega}{\rho'} \left(\frac{\rho' - \rho''}{g\sigma} \right)^{0,25} \right]^{\frac{1}{3}} \left(\frac{v''}{v'} \right)^{\frac{1}{3}} (1-x)^n \frac{K_p}{K_n B}, \\ q_{cr2} &= \frac{K_p r (g\sigma\rho'')^{0,25} (\rho' - \rho'')^{0,5}}{45K_n B} \times \\ &\times \ln \left[0,1 \frac{v''}{v'} \left(\frac{\sigma\rho''}{\mu'} \right)^{0,5} \frac{1}{\rho\omega^{0,5}} \left(\frac{d_r}{d_h} \right)^{0,5} \frac{(1-x)^{0,5}}{x} \right], \\ q_{cr3} &= 0,83r \left[\frac{\mu''^2 \rho'^2 (\rho' - \rho'')g}{\sigma} \frac{v'}{v''} \rho\omega \right]^{\frac{1}{3}} \times \\ &\times \frac{1-x}{[x(\rho' - \rho'') + \rho'']^{\frac{2}{3}}} \frac{K_p}{K_n B}, \end{aligned}$$

где q_{cr} — критический тепловой поток; q_{cr1} — критический тепловой поток в режиме пузырькового движения пароводяной смеси (область недогрева и малые паросодержания/пузырьковый режим течения), а также для области движения кипящей плёнки в кольцевом режиме (дисперсно-кольцевой режим течения); q_{cr2} — критический тепловой поток при переходе кольцевого режима движения в дисперсный; q_{cr3} — критический тепловой поток для дисперсного режима движения пароводяной смеси; r — теплота парообразования, Дж/кг; ρ' и ρ'' — плотность воды и пара на линии насыщения, кг/м³; σ — коэффициент поверхностного натяжения, Н/м; g — ускорение свободного падения, м/с²; v' и v'' — кинематическая вязкость, м²/с; K_p — величина, учитывающая повышение критического теплового потока за счёт дистанционирующих решёток; K_n — величина, учитывающая теплогидравлическую неравноценность пучка; B — величина, учитывающая влияние осевой неравномерности тепловыделения; μ' и μ'' — динамическая вязкость, кг/(м·с); d_r — диаметр стержня, м; d_h — гидравлический диаметр ячейки, м.

Корреляция Смолина была получена путём обработки экспериментов на множестве разнообразных стержневых сборок, характерных как для водо-водяных, так и для кипящих реакторов. Диапазон применимости корреляции НИКИЭТ шире диапазона применимости корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” по всем трём параметрам

рам: давление 2,9—18,6 МПа, массовая скорость потока 350—5000 кг/(м²·с), относительная энтальпия в месте кризиса от –0,2 до 0,6. Среднее алгебраическое отклонение экспериментальных точек от расчётной формулы составило $\Delta_{\text{СМ}} = -1,49\%$, среднеквадратичное отклонение $\sigma_{\text{СМ}} = 5,5\%$ (по методу теплового баланса).

Сравнение двух указанных корреляций можно найти в работах [7, 8]. Из-за некоторых различий экспериментальных установок, подходов к проведению эксперимента и обработки результатов значения КТП могут отличаться даже в областях параметров, где обе корреляции применимы. Поэтому открытым вопросом использования двух указанных корреляций является метод их комбинирования в расчётах.

Ввиду того, что корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС” является принятой в отрасли применительно к расчётам РУ с ВВЭР, логичным выглядит следующий метод комбинирования корреляций: использовать корреляцию НИКИЭТ только в тех областях параметров, в которых неприменима корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС”. Такой подход получил широкое распространение при анализе безопасности РУ с ВВЭР [9], однако данный метод может приводить к скачкам значений DNBR в течение аварийных переходных процессов: на рис. 1 приведён пример зависимости DNBR от времени в 10 аксиальных слоях горячего канала (ГК) при извлечении группы поглощающих стержней. Эти разрывы соответствуют достижению одним из параметров теплоносителя (x , $\rho\omega$, P) граничного значения диапазона применимости

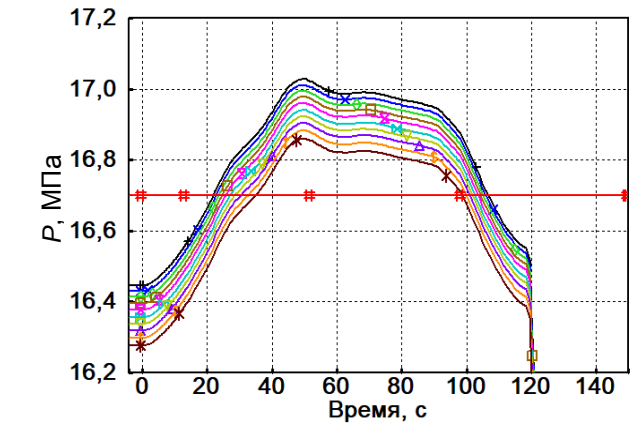
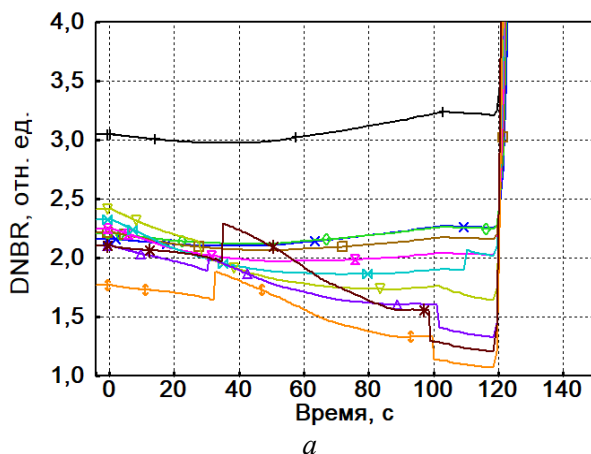


Рис. 2. Давление в слоях ГК при росте мощности РУ (извлечение группы поглощающих стержней, красным цветом отмечена граница диапазона применимости корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” по давлению): + — слой 1, × — слой 2, ◇ — слой 3, □ — слой 4, ✕ — слой 5, ⚡ — слой 6, ▽ — слой 7, ▲ — слой 8, ⚡ — слой 9, * — слой 10, ■ — давление 16,7 МПа

корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и соответственно переходу к другой зависимости КТП (рис. 2). Такие скачки значений DNBR на графиках в переходных процессах могут быть ошибочно интерпретированы как резкое ухудшение/улучшение условий теплосъёма с твэла, что затрудняет анализ протекания динамических процессов. Поэтому такой метод комбинирования малоприменим для расчёта переходных режимов. В данной работе такой метод комбинирования далее будет называться “методом диапазона”, так как выбор той или иной корреляции в этом методе обуславливается диапазоном применимости корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”.

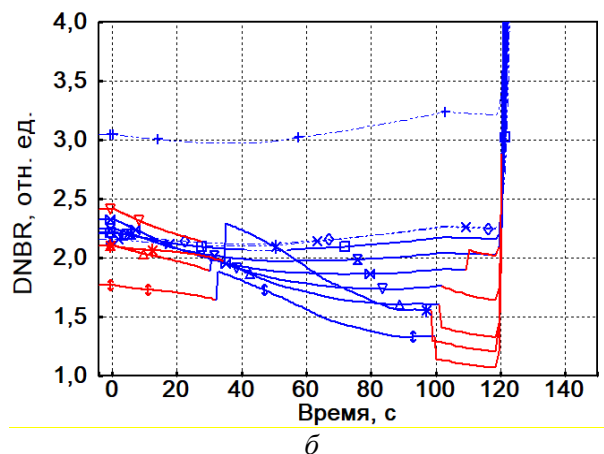


Рис. 1. Пример скачков значений DNBR в горячем канале при росте мощности РУ (“метод диапазона”, режим — извлечение группы поглощающих стержней): а — цвет кривой задаётся в соответствии с номером слоя (+ — слой 1, × — слой 2, ◇ — слой 3, □ — слой 4, ✕ — слой 5, ⚡ — слой 6, ▽ — слой 7, ▲ — слой 8, ⚡ — слой 9, * — слой 10); б — цвет кривой задаётся в соответствии с выбранной корреляцией для расчёта КТП (+ — слой 1, × — слой 2, ◇ — слой 3, □ — слой 4, ✕ — слой 5, ⚡ — слой 6, ▽ — слой 7, ▲ — слой 8, ⚡ — слой 9, * — слой 10; — — Безруков, - - - - Безруков вне диапазона применимости, — — Смолин, - - - - Смолин вне диапазона применимости)

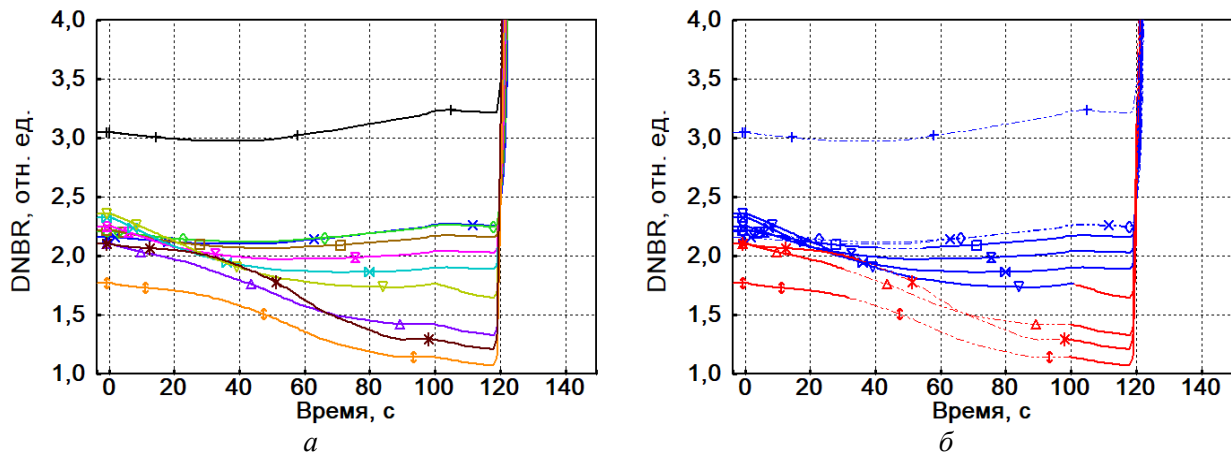


Рис. 3. DNBR в горячем канале при росте мощности РУ (“метод минимума”, извлечение группы поглощающих стержней): а — цвет кривой задаётся в соответствии с номером слоя (+ — слой 1, × — слой 2, ◊ — слой 3, ◻ — слой 4, ✕ — слой 5, ◻ — слой 6, ▽ — слой 7, ▴ — слой 8, ⚡ — слой 9, * — слой 10); б — цвет кривой задаётся в соответствии с выбранной корреляцией для расчёта КТП (+ — слой 1, × — слой 2, ◊ — слой 3, ◻ — слой 4, ✕ — слой 5, ◻ — слой 6, ▽ — слой 7, ▴ — слой 8, ⚡ — слой 9, * — слой 10; — — Безруков, - - - - - Безруков вне диапазона применимости, — — Смолин, - - - - - Смолин вне диапазона применимости)

Альтернативой “методу диапазона” может являться следующий способ комбинирования корреляций: использование минимального значения КТП, полученного из двух зависимостей, на всём диапазоне параметров [8]. При таком подходе разрывов на графике наблюдаться не будет, поскольку переход от одной корреляции к другой будет происходить при равных значениях КТП по двум зависимостям (рис. 3). В нашей работе такой метод комбинирования далее будет называться “методом минимума”.

Как видно из рис. 3, применение “метода минимума” может привести к использованию корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” вне диапазона применимости (слой № 9 с 32-й по 100-ю с) в тех областях параметров, где применима (но не минимальна) корреляция НИКИЭТ. Поэтому встаёт вопрос избыточного консерватизма¹ такого метода комбинирования и его применимости для расчёта минимального запаса до кризиса теплообмена в реактивных авариях (RIA) РУ с ВВЭР.

Комбинирование корреляций “методом минимума” получило распространение в системе внутриреакторного контроля (СВРК) при контроле локального параметра — минимального коэффициента запаса до кризиса теплоотдачи [8]. В указанной работе предлагается расчёт DNBR с учётом следующих допущений:

¹Под консерватизмом анализа безопасности понимается использование таких допущений, методов и параметров, которые заведомо завышают возможные последствия аварии или переходных процессов, с целью гарантированного соблюдения критериев безопасности.

— при расчёте величины КТП не учитывается фактор формы энерговыделения;

— погрешность корреляции КТП, соответствующая условию отсутствия кризиса теплоотдачи с доверительной вероятностью 95%, принимается одинаковой для обеих корреляций.

В данной работе при анализе применимости “метода минимума” для расчёта минимального запаса до кризиса теплообмена в RIA РУ с ВВЭР были приняты аналогичные допущения. Величина погрешности обеих корреляций КТП, соответствующая условию отсутствия кризиса теплоотдачи с доверительной вероятностью 95%, принята равной 20,5%².

Постановка задачи

Целью данной работы являлось исследование применимости “метода минимума” при комбинировании корреляций критического теплового потока ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ для расчёта минимального запаса до кризиса теплообмена в RIA РУ с ВВЭР.

Были сформулированы задачи исследования:

1. Сравнить корреляции КТП ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ в диапазоне параметров, свойственном для RIA;
2. Провести серии расчётов характерных режимов RIA для РУ с ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200

²Рассчитано на основе среднего алгебраического и среднеквадратичного отклонения формулы ОКБ “ГИДРОПРЕСС”.

с использованием комбинирования корреляций КТП “методом минимума”;

3. На основании проведённых расчётов проанализировать условия возникновения избыточного консерватизма при комбинировании корреляций КТП “методом минимума” для RIA и сделать выводы о его применимости.

Сравнение корреляций

На первом этапе работы было проведено сравнение двух корреляций КТП. Были выделены области, образующиеся при комбинировании двух корреляций (рис. 4). На всех рисунках далее значения КТП приведены с учётом величины погрешности корреляций.

Всего при комбинировании корреляций ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ могут образоваться четыре области:

- в области I не определена ни одна из корреляций;
- в области II определена только корреляция НИКИЭТ, при этом она обеспечивает меньшее значение КТП;
- в области III обе корреляции определены;
- в области IV определена только корреляция НИКИЭТ, при этом меньшее значение КТП обеспечивает корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС”.

На рис. 4 приведён пример образования четырёх областей в зависимости от относительной энтальпии, однако те же четыре области будут образовываться и при изменении массовой скорости и/или давления. Эти области мо-

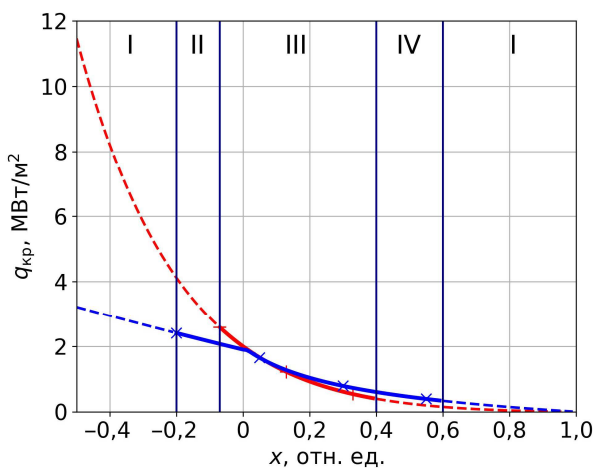


Рис. 4. Четыре области, образующиеся при комбинировании корреляций ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ (на примере относительной энтальпии при фиксированной массовой скорости и давлении), $\rho\omega = 3500 \text{ кг/(м}^2\cdot\text{с)}$, $P = 16,0 \text{ МПа}$: + — Безруков; - - — Безруков вне диапазона применимости; × — Смолин; - - — Смолин вне диапазона применимости

гут сменять друг друга более сложным образом в пространстве параметров, однако их количество будет неизменно.

Относительно каждой области можно сделать выводы о применимости “метода минимума” для комбинирования корреляций:

— в области I меньшее значение КТП может использоваться только для приблизительной оценки КТП, поскольку эта область вне диапазона применимости обеих корреляций;

— в областях II и III использование меньшего значения КТП будет обоснованно консервативно;

— в области IV использование меньшего значения КТП может приводить к излишнему консерватизму, поскольку в ней определена корреляция НИКИЭТ, и она даёт большее значение КТП.

Таким образом, область возможного избыточного консерватизма — это область IV комбинирования корреляций.

Было проведено сравнение КТП по двум корреляциям при фиксированном давлении (рис. 5). Сравнение производилось внутри диапазона применимости корреляции НИКИЭТ.

Также были построены контурные карты консерватизма двух корреляций при фиксированном давлении (рис. 6). В областях, отмеченных красным цветом, меньшее значение КТП обеспечивает корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, синим — НИКИЭТ. Сравнение проводилось внутри диапазона применимости корреляции НИКИЭТ.

Анализ представленных рисунков позволяет сделать вывод, что в диапазоне параметров, характерных для аварий типа RIA ($x \sim [-0,6; 0,3]$ отн. ед., $\rho\omega \sim [300; 5000] \text{ кг/(м}^2\cdot\text{с)}$, $P \sim [13; 19] \text{ МПа}$), зона отрицательных относительных энтальпий (область недогретой воды) является областью консерватизма корреляции НИКИЭТ, зона высоких относительных энтальпий — областью консерватизма корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”.

Было также проведено сравнение двух корреляций КТП без фиксирования параметров — сравнение в трёхмерном пространстве ($x, \rho\omega, P$). На рис. 7 представлены области в этом пространстве, в которых формула НИКИЭТ обеспечивает меньшее значение КТП. Сравнение проводилось внутри диапазона применимости корреляции НИКИЭТ.

Исходя из полученных сравнений, был сделан вывод, что при комбинировании корреляций “методом минимума” в авариях типа RIA формула НИКИЭТ для расчёта КТП будет

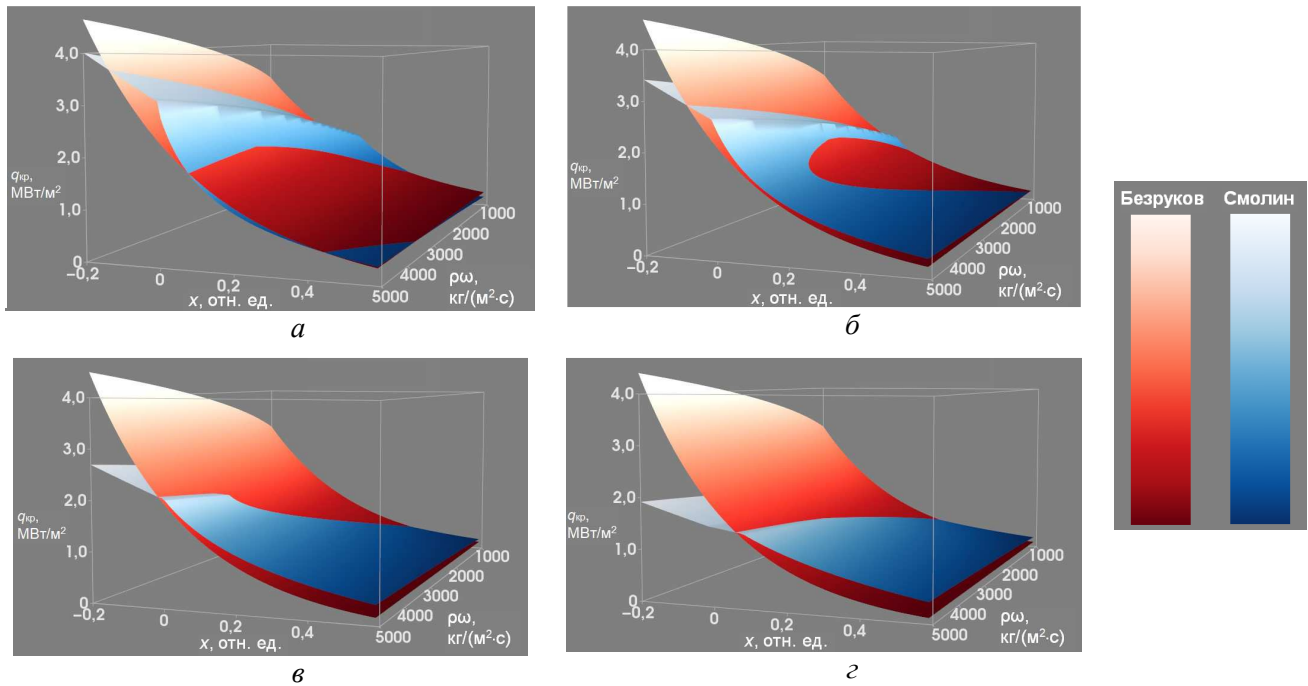


Рис. 5. Сравнение корреляций КТП ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (красный цвет) и НИКИЭТ (синий цвет) при постоянном давлении: а — 10 МПа; б — 13 МПа; в — 16 МПа; г — 18,6 МПа

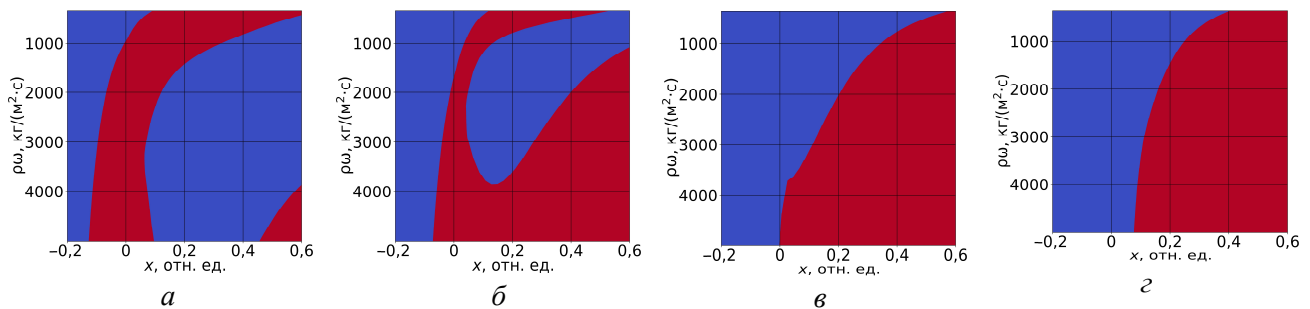


Рис. 6. Контурные карты консерватизма корреляций КТП ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (красный цвет) и НИКИЭТ (синий цвет) при постоянном давлении: а — 10 МПа; б — 13 МПа; в — 16 МПа; г — 18,6 МПа

использоваться, в основном, для слоёв с отрицательной относительной энтальпией.

Расчёт характерных режимов реактивностных аварий

На втором этапе работы с помощью программного комплекса ATHLET/BIPR-VVER были проведены серии расчётов характерных режимов RIA для РУ с ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 с использованием комбинирования корреляций КТП “методом минимума”. В качестве характерных были выбраны четыре аварийных режима с исходными событиями: извлечение группы регулирующих стержней на мощности, подключение неработающей петли, выброс регулирующего стержня на мощности и выброс регулирующего стержня на минимально контролируемом уровне (МКУ) мощности (табл. 1).

Эти режимы характеризуются разной локализацией аварийного ввода положительной реактивности, скоростью ввода реактивности и значениями параметров теплоносителя. Моделировалась вся РУ с сигналами автоматики, вторым контуром и вспомогательными системами. В работе рассматривались только докритические области параметров, поэтому режимы с наступлением кризиса теплообмена в горячем канале моделировались до момента начала кризиса.

Для каждого из режимов проводились варианты расчёты. В два этапа варьировались исходные данные: на первом этапе — нейтронно-физические параметры (момент топливной загрузки, коэффициенты реактивности по температуре топлива и теплоносителя, аксиальный офсет энерговыделения, эффективная доля запаздывающих нейтронов, исходное положение

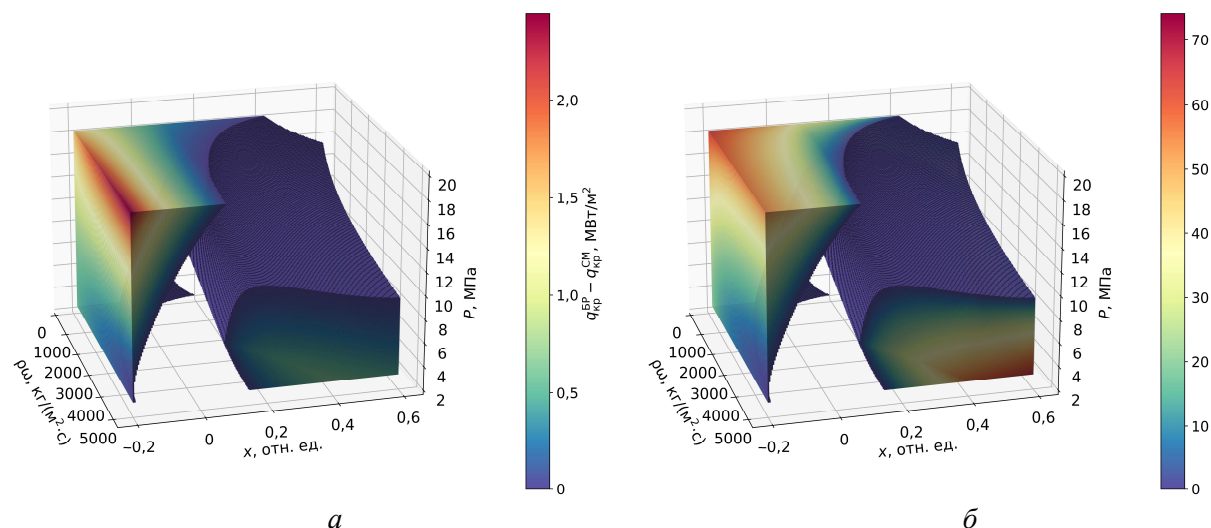


Рис. 7. Области в трёхмерном пространстве (x, ρ, P) , в которых формула Смолина обеспечивает меньшее значение КТП: *а* — разность в абсолютных значениях; *б* — разность в процентах

Таблица 1. Аварийные режимы, рассмотренные в рамках работы

№	Аварийный режим	Особенность
1	Извлечение группы регулирующих стержней	Извлечение регулирующих стержней приводит к росту мощности в верхней половине активной зоны
2	Подключение неработающей петли	Подключение неработающей петли приводит к росту мощности в нижней половине активной зоны (из-за отрицательного коэффициента реактивности по температуре теплоносителя)
3	Выброс регулирующего стержня на мощности	Выброс регулирующего стержня из положения 0% за 0,1 с приводит к резкому увеличению мощности РУ при параметрах теплоносителя, соответствующих номинальной мощности
4	Выброс регулирующего стержня на МКУ	Выброс регулирующего стержня из положения 0% за 0,1 с приводит к резкому увеличению мощности РУ при сниженном расходе и сниженной температуре теплоносителя

рабочей группы регулирующих стержней); на втором этапе — начальные и граничные условия в соответствии с проектными значениями (мощность РУ, давление первого контура, расход теплоносителя первого контура, температура теплоносителя на входе в реактор, давление второго контура). Непрерывные параметры в вариантных расчётах принимали одно из трёх проектных значений (номинальное, максимальное и минимальное), дискретные параметры принимали одно из всех возможных проектных значений. На каждом этапе вариантных расчётов исследовались все возможные сочетания варьируемых на данном этапе параметров. Суммарно по четырём режимам было проведено 2862 расчёта с различными начальными и граничными условиями (табл. 2).

Для всех режимов в нулевой момент времени происходит соответствующее аварийное

событие. В каждом варианте в каждый расчётный момент времени определялись:

- значение минимального DNBR в активной зоне;
- корреляция, использованная для расчёта минимального DNBR;
- значения параметров теплоносителя (x, ρ, P) в слое с минимальным DNBR;
- факт использования корреляции вне диапазона её применимости.

В соответствии с этими данными были подготовлены графики, представленные на рис. 8—11. Каждой кривой на графиках соответствует расчёт со своим набором начальных и граничных условий. Кривая окрашивается в красный цвет, если минимальный DNBR рассчитывается по корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, и в синий цвет, если по корреляции НИКИЭТ. Кривая отрисовывается сплошной

Таблица 2. Количество расчётов в режимах и принятые допущения по аварийной защите (АЗ)

РУ	Количество расчётов				Принятые допущения по АЗ
	Режим 1	Режим 2	Режим 3	Режим 4	
ВВЭР-1000	234	432	432	432	Нет уставки АЗ по DNBR. Срабатывание АЗ по первому сигналу
ВВЭР-1200	270	270	270	432	Есть уставка АЗ по DNBR. Срабатывание АЗ по второму сигналу

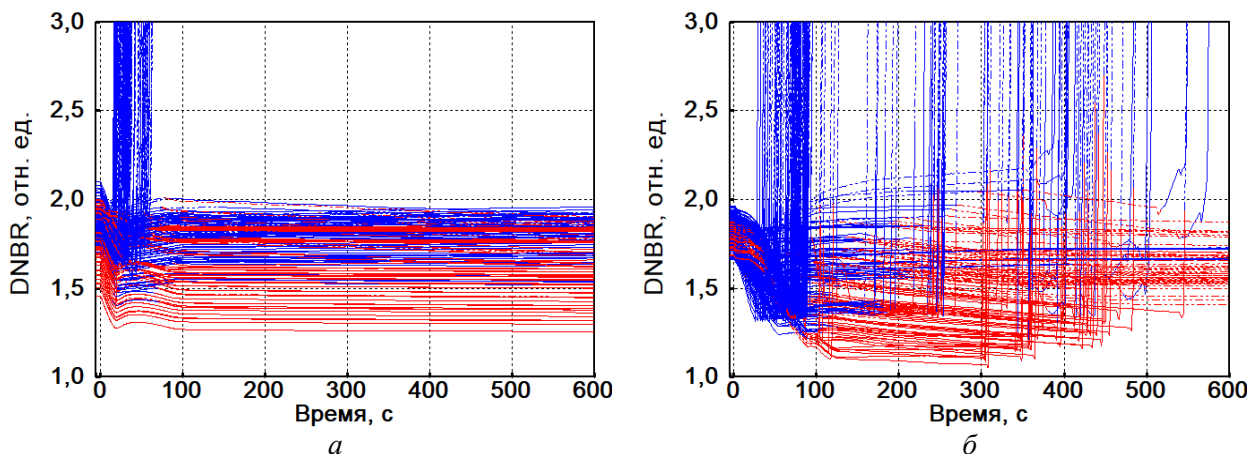


Рис. 8. Минимальный DNBR (режим 1 “Извлечение группы регулирующих стержней на мощности”): а — ВВЭР-1000; б — ВВЭР-1200; — — — Безруков; — — — — Безруков, вне области применения; — — — — Смолин; — — — — Смолин, вне области применения

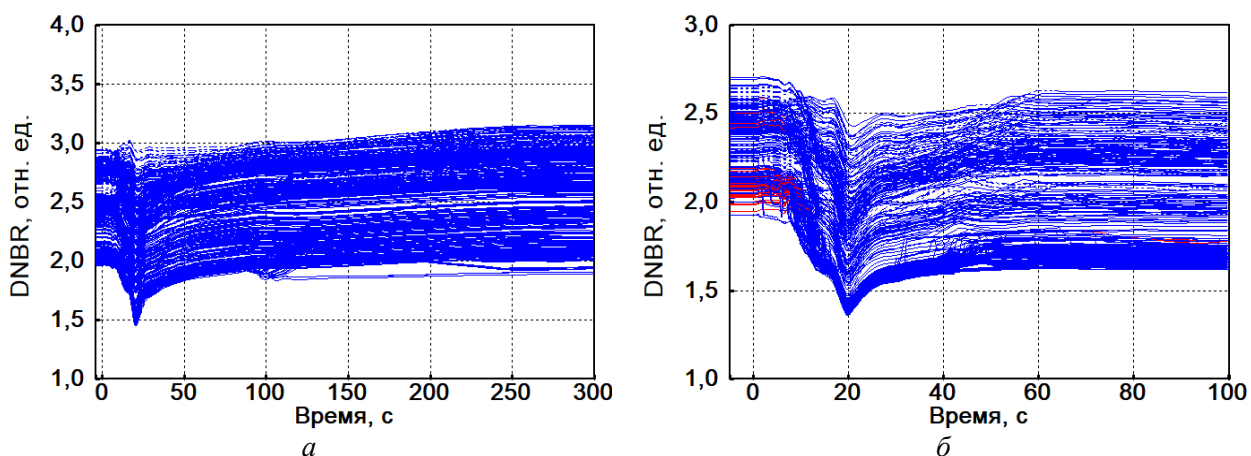


Рис. 9. Минимальный DNBR (режим 2 “Подключение неработающей петли”): а — ВВЭР-1000; б — ВВЭР-1200; — — — Безруков; — — — — Безруков, вне области применения; — — — — Смолин; — — — — Смолин, вне области применения

линией, если корреляция используется внутри диапазона своей применимости, и штрихпунктирной, если корреляция используется вне диапазона применимости. Цвет (красный/синий) и тип (сплошной/штрихпунктирный) кривой могут меняться в течение переходного процесса.

В режимах 1 и 3 в консервативных³ расчётах минимальный DNBR рассчитывается по корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” (см. рис. 8,

³Консервативным в серии вариантных расчётов считается расчёт, в ходе которого достигается наименьшее значение экстремума минимального DNBR в переходном процессе.

10). В режимах 2 и 4 минимальный DNBR рассчитывается по корреляции НИКИЭТ, поскольку в области роста нейтронного потока теплоноситель имеет отрицательные значения относительной энтальпии (см. рис. 9, 11).

Из рис. 8—11 также видно, что в некоторых вариантах в слоях с минимальным DNBR корреляции могут использоваться вне диапазонов применимости. При этом в консервативных расчётах КТП в слоях с минимальным DNBR рассчитывается внутри диапазона применимости (для режимов с экстремумами минимального DNBR < 2,0). Исключение составляет режим 4

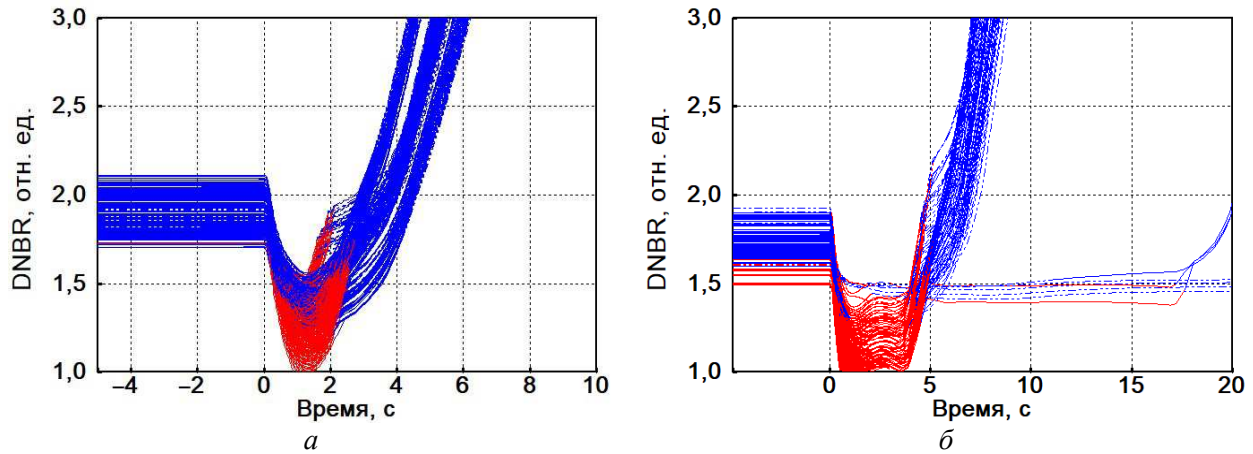


Рис. 10. Минимальный DNBR (режим 3 “Выброс регулирующего стержня на мощности”): а — ВВЭР-1000; б — ВВЭР-1200; — — Безруков; - - - - Безруков, вне области применения; — — Смолин; - - - - Смолин, вне области применения

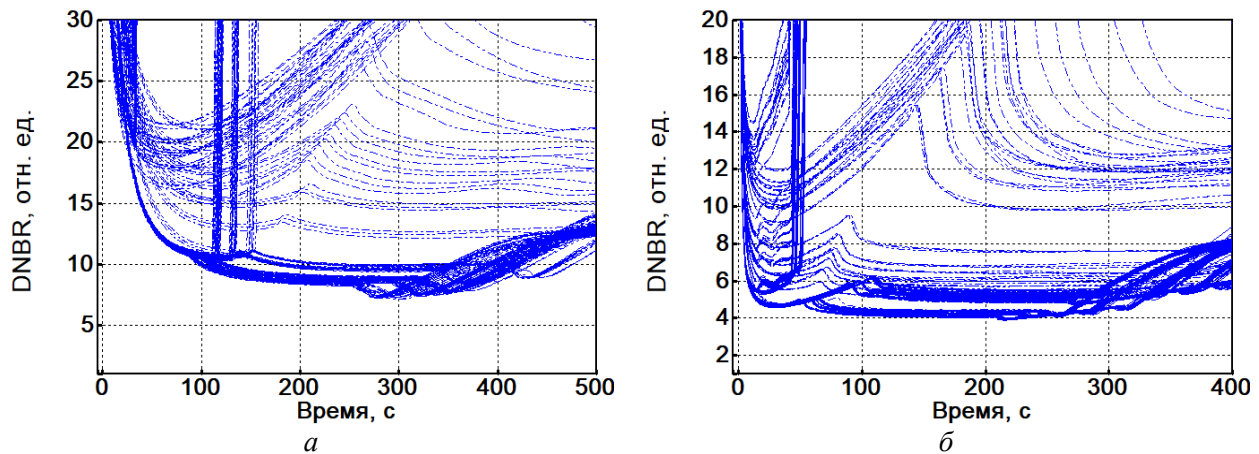


Рис. 11. Минимальный DNBR (режим 4 “Выброс регулирующего стержня на МКУ”): а — ВВЭР-1000; б — ВВЭР-1200; — — Безруков; - - - - Безруков, вне области применения; — — Смолин; - - - - Смолин, вне области применения

“Выброс регулирующего стержня на МКУ”, в котором в большинстве расчётов КТП в слое с минимальным DNBR рассчитывается по корреляции НИКИЭТ вне диапазона применимости (режим с экстремумами минимального DNBR > 4,0). Выход за пределы применимости корреляции НИКИЭТ в данном режиме актуален только для состояний, далёких от кризиса теплообмена. Предложения о консервативной оценке DNBR в таких состояниях будут даны далее.

Анализ минимального DNBR

Каждый из вариантов серии расчётов также можно охарактеризовать одним функционалом — экстремумом минимального DNBR. С точки зрения анализа безопасности это число представляет наибольший интерес, поскольку именно оно сравнивается со значением при-

ёмочного критерия. Поэтому для исследования применимости “метода минимума” комбинирования корреляций в каждом из режимов были проанализированы экстремумы минимального DNBR, полученные в вариантных расчётах.

Экстремум минимального DNBR в каждом из расчётов определялся вместе со значениями параметров теплоносителя в слое в момент достижения экстремума⁴. Определялась выбранная корреляция КТП, а также факт выхода за диапазон применимости выбранной корреляции. Полученные массивы визуализировались в пространстве параметров теплоносителя (x , $\rho\omega$, P). Результаты расчётов рассмотренных режимов на мощности (режимы 1—3) представлены на рис. 12, 13. Красным цветом обозначались

⁴Совокупность значений трёх параметров теплоносителя в слое в момент достижения экстремума далее будем называть точкой экстремума.

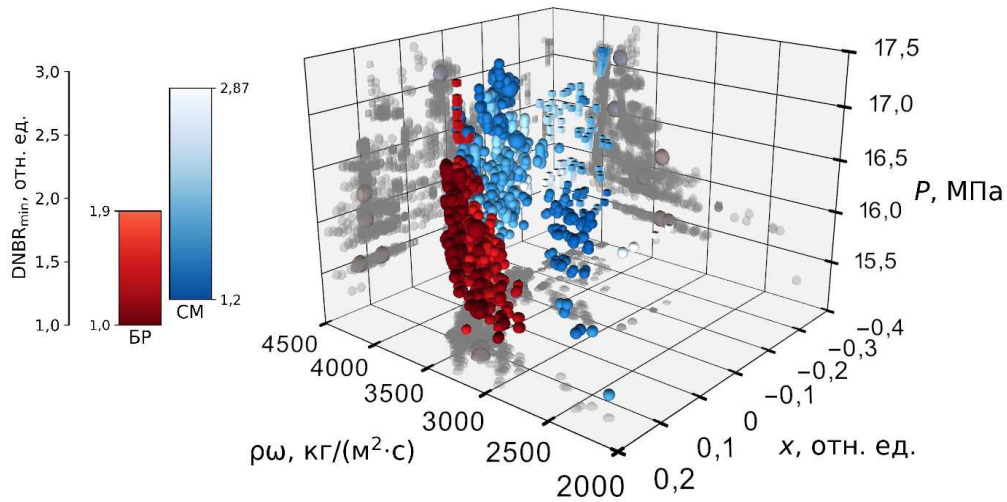


Рис. 12. Точки экстремумов DNBR в координатах x , $\rho\omega$ и P в слое с минимальным DNBR в момент достижения экстремума (режимы на мощности)

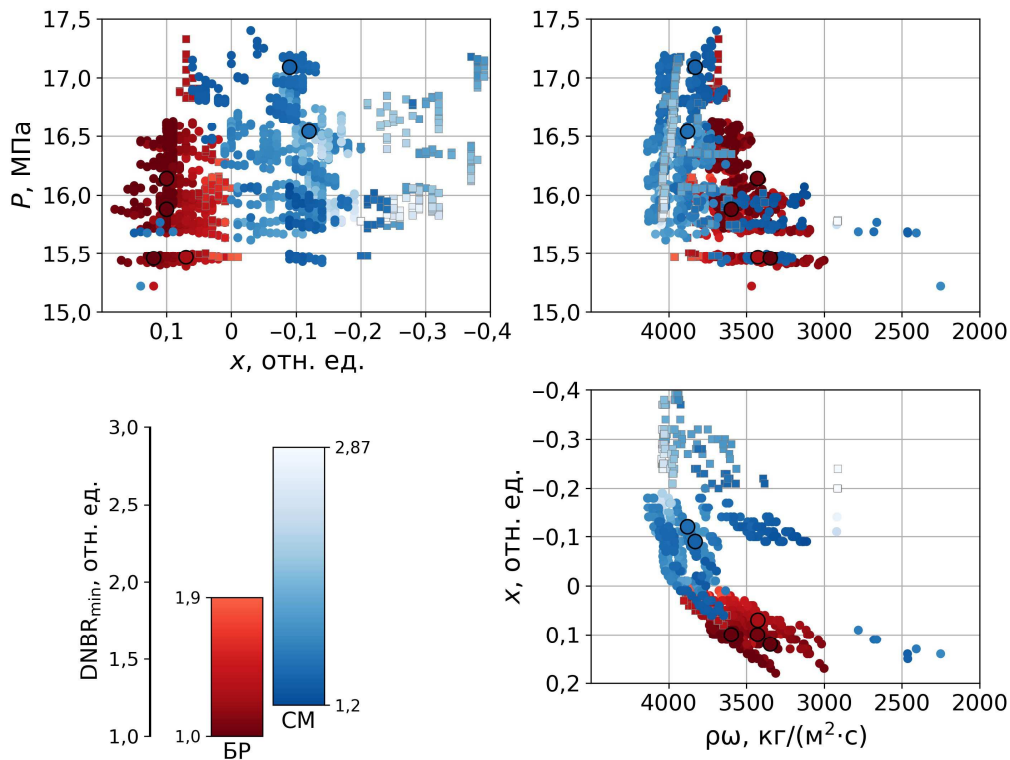


Рис. 13. Проекция точек экстремумов DNBR на плоскостях координат x , $\rho\omega$, P (режимы на мощности): $\circ$ — корреляция использовалась внутри диапазона применимости; $\square$ — корреляция использовалась вне диапазона применимости

точки экстремумов, рассчитанных по корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, синим цветом — по корреляции НИКИЭТ. Точки в форме шара/круга соответствуют расчёту КТП внутри диапазона применимости, в форме куба/квадрата — вне диапазона применимости. Режим 4 на МКУ не представлен на рис. 12, 13 ввиду больших значений экстремумов минимального DNBR.

На рис. 13 точки консервативных⁵ экстремумов каждого аварийного режима на мощности для РУ с ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 обведены чёрным цветом (шесть точек). Расчёты с консервативным экстремумом минимального

⁵Консервативным считается наименьший экстремум минимального DNBR, полученный в вариантных расчётах.

DNBR, равным единице, соответствуют расчётам режима 3 “Выброс регулирующего стержня на мощности”, которые проводились до момента наступления кризиса теплообмена. В этом режиме наиболее консервативным считался экстремум, который достиг значения 1,0 раньше остальных (см. рис. 10).

Из рис. 13 видно, что в аварийных процессах RIA при комбинировании корреляций КТП “методом минимума” область отрицательных относительных энтальпий — это область консерватизма корреляции НИКИЭТ. В режимах на мощности наблюдаются точки экстремумов минимального DNBR за пределами применимости корреляции НИКИЭТ ($x < -0,2$). Однако консервативные точки экстремумов по результатам вариантных расчётов для всех рассмотренных режимов на мощности лежат внутри диапазона применимости использованной корреляции.

На рис. 14, 15 представлена визуализация точек экстремумов всех рассмотренных режимов в пространстве параметров теплоносителя ($x, \rho\omega, P$) с окрашиванием точек в зависимости от режима.

Из рис. 15 видно, что в большей степени разные режимы отличаются координатой точек экстремумов минимального DNBR по оси отно-

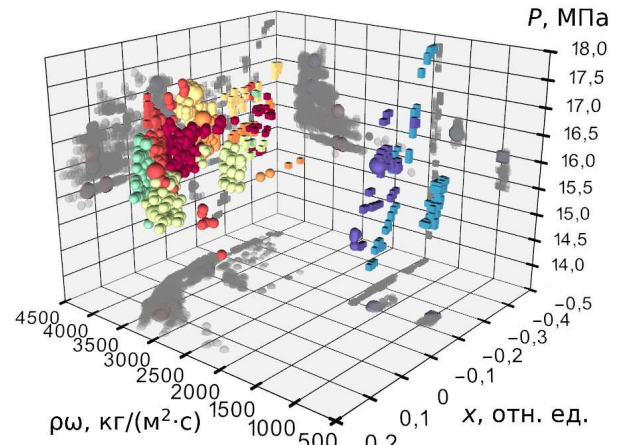


Рис. 14. Точки экстремумов DNBR по режимам в координатах $x, \rho\omega$ и P в слое с минимальным DNBR в момент достижения экстремума: ■ — режим 1 (ВВЭР-1000); ■ — режим 1 (ВВЭР-1200); ■ — режим 2 (ВВЭР-1000); ■ — режим 2 (ВВЭР-1200); ■ — режим 3 (ВВЭР-1000); ■ — режим 3 (ВВЭР-1200); ■ — режим 4 (ВВЭР-1000); ■ — режим 4 (ВВЭР-1200)

сительной энтальпии x . При расчёте режима 4 (режим на МКУ) все экстремумы рассчитываются по корреляции НИКИЭТ, при этом в большинстве экстремумов корреляция используется вне диапазона применимости. Выход за пределы применимости корреляции НИКИЭТ в

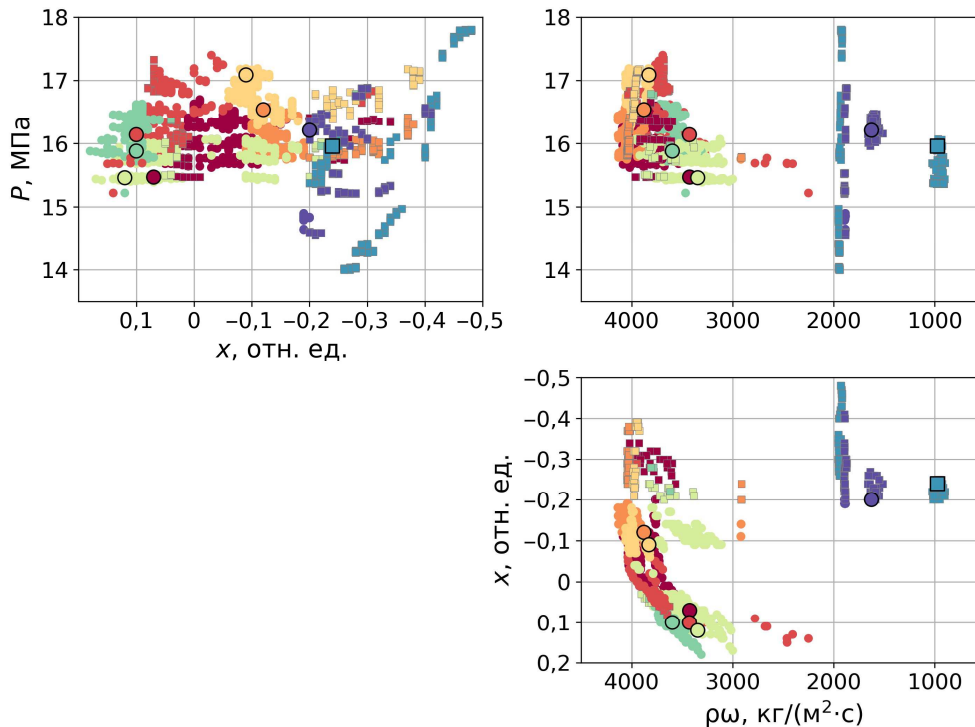


Рис. 15. Проекция точек экстремумов DNBR по режимам на плоскостях координат $x, \rho\omega, P$: ○ — корреляция использовалась внутри диапазона применимости; □ — корреляция использовалась вне диапазона применимости; ■ — режим 1 (ВВЭР-1000); ■ — режим 1 (ВВЭР-1200); ■ — режим 2 (ВВЭР-1000); ■ — режим 2 (ВВЭР-1200); ■ — режим 3 (ВВЭР-1000); ■ — режим 3 (ВВЭР-1200); ■ — режим 4 (ВВЭР-1000); ■ — режим 4 (ВВЭР-1200)

данном режиме актуален только для состояний, далёких от кризиса теплообмена (экстремумы минимального $DNBR > 4,0$). Кроме того, стоит отметить, что консервативные значения экстремумов этих режимов располагаются близко к границе применимости $x = -0,2$.

Диапазоны принимаемых значений параметров в слое с минимальным $DNBR$ во всех рассмотренных аварийных режимах представлены на рис. 16. На рисунке также отмечены точки консервативных экстремумов для каждого режима и РУ (8 точек консервативных экстремумов).

Из рис. 16 можно определить области использования корреляций КТП вне диапазона применимости при комбинировании “методом минимума”. Для корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” — это точки экстремумов с массовой скоростью более $3800 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ и давлением более $16,7 \text{ МПа}$. В этих областях может наблюдаться занижение результатов расчёта экстремумов минимального $DNBR$ ввиду использова-

ния корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” вне диапазона применимости (соответствуют исследуемой области IV комбинирования корреляций). При этом точки консервативных экстремумов вариантных расчётов, рассчитанных по корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, лежат внутри диапазона применимости (соответствуют области III комбинирования корреляций), поэтому занижения результатов анализа аварийного режима не происходит.

Для корреляции НИКИЭТ область использования вне диапазона применимости при комбинировании “методом минимума” — это точки экстремумов с относительной энтальпией x менее $-0,2$ (соответствуют области I комбинирования корреляций). При этом точки консервативных экстремумов вариантных расчётов (за исключением режима 4 для ВВЭР-1000 с минимальным $DNBR > 7,0$) лежат внутри диапазона применимости корреляции НИКИЭТ (соответствуют областям II и III комбинирования корреляций).

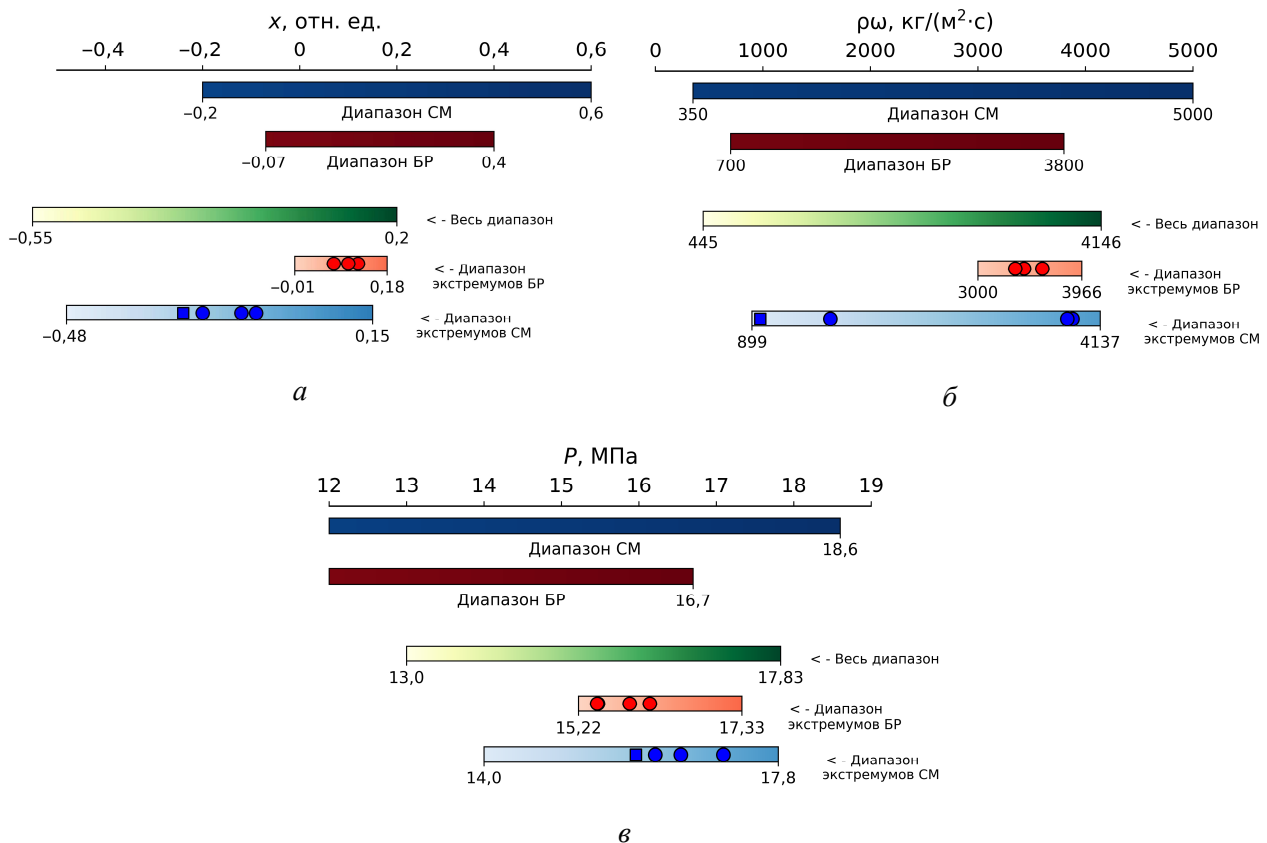


Рис. 16. Диапазон изменения параметров в слое с минимальным $DNBR$ во всех рассмотренных режимах: *а* — относительная энтальпия; *б* — массовая скорость; *в* — давление; диапазон СМ — диапазон применимости корреляции НИКИЭТ; диапазон БР — диапазон применимости корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”; весь диапазон — весь диапазон принимаемых значений параметра в слое с минимальным $DNBR$ от начала аварии до падения АЗ; диапазон экстремумов БР — диапазон значений параметров в точках экстремумов с корреляцией ОКБ “ГИДРОПРЕСС”; диапазон экстремумов СМ — диапазон значений параметров в точках экстремумов с корреляцией НИКИЭТ

Анализ результатов

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы. При комбинировании корреляций КТП “методом минимума” консервативные экстремумы минимального DNBR режимов на мощности рассчитываются внутри диапазона применимости использованной корреляции. В серии вариантных расчётов также наблюдаются экстремумы минимального DNBR, в которых используется корреляция ОКБ “ГИДРОПРЕСС” вне диапазона применимости ($\rho\omega > 3800 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, $P > 16,7 \text{ МПа}$), однако значения этих экстремумов превышают значение консервативного экстремума в серии. Связано это с тем, что в рассматриваемых диапазонах параметров меньшее значение массовой скорости и давления приводит к меньшему значению КТП (в основном, посредством увеличения относительной энтальпии, которая является зависимой переменной). Поэтому наиболее консервативное значение минимального DNBR всей серии расчётов определяется при меньшей массовой скорости и меньшем давлении, чем граничные для корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, т.е. внутри диапазона применимости корреляции. Таким образом, итоговые консервативные значения минимального DNBR аварийных режимов на мощности рассчитываются без излишнего консерватизма при комбинировании “методом минимума”.

Анализ результатов режимов на МКУ показал, что в большинстве экстремумов минимального DNBR используется корреляция НИКИЭТ вне диапазона применимости по относительной энтальпии. Выход за пределы применимости корреляции НИКИЭТ в данном режиме актуален только для состояний, далёких от кризиса теплообмена (экстремумы минимального DNBR $> 4,0$). Для “оценки снизу” экстремума минимального DNBR в конечном консервативном расчёте такого состояния в этих областях ($x < -0,2$) предлагается рассчитывать КТП в предположении $x = -0,2$. Поскольку КТП убывает с ростом относительной энтальпии x , такой подход позволит консервативно оценивать минимальный DNBR вне диапазона применимости корреляции НИКИЭТ по относительной энтальпии.

Заключение

Таким образом, предлагается использовать следующий метод комбинирования корреляций при определении минимального DNBR в RIA

РУ с ВВЭР: выбирать наименьшее значение критического теплового потока по корреляциям ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и НИКИЭТ в пределах объединённого диапазона их применимости по параметрам x , $\rho\omega$ и P , т.е. во всех точках параметрического пространства, где применима хотя бы одна из указанных корреляций. Такой подход обеспечит отсутствие разрывов на графиках DNBR, позволит при расчёте КТП обоснованно использовать более широкий диапазон параметров x , $\rho\omega$, P в сравнении с диапазоном применимости корреляции ОКБ “ГИДРОПРЕСС” и при этом не приведёт к излишнему консерватизму при проведении анализа безопасности RIA.

Список литературы

1. *Дмитриев С.М., Баринов А.А., Бородина В.Е., Хробостов А.Е.* К вопросу о методологии обоснования теплотехнической надежности активных зон водяных энергетических реакторов. — В сб.: Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева, 2014, № 2, с. 104.
2. *Программа ATHLET/BIPR-VVER* (версия 1.0). Аттестационный паспорт № 455 от 24.10.2018.
3. *Kotsarev A.V., Lizorkin M.P., Shumskiy B.E.* Results of the ATHLET/BIPR-VVER software system (version 1.0) certification. — Kerntechnik, 2020, vol. 85, № 5, p. 387—396.
4. *Безруков Ю.А.* Исследование кризиса теплообмена в пучках стержней применительно к реакторам водо-водяного типа. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Москва, МЭИ, 1976.
5. *Безруков Ю.А., Астахов В.И., Брантов В.Г., Абрамов В.И., Тестов И.Н., Логвинов С.А., Рассохин Н.Г.* Экспериментальные исследования и статистический анализ данных по кризису теплообмена в пучках стержней для реакторов ВВЭР. — Теплоэнергетика, 1976, № 2, с. 80—82.
6. *Смолин В.Н., Поляков В.К.* Методика расчета кризиса теплоотдачи при кипении теплоносителя в стержневых сборках. — В сб.: Теплофизические исследования для обеспечения надежности и безопасности ядерных реакторов водо-водяного типа. Семинар ТФ-78. Будапешт, 1978, с. 475—486.
7. *Жуков Ю.М., Романцов Г.Е.* Сравнительный анализ эмпирических корреляций для расчета кризиса теплоотдачи в пучках стержней ВВЭР. — Атомная энергия, 1996, т. 80, вып. 1, с. 15—20.
8. *Еремеев С.А., Васин В.М., Подшибякин А.К.* Совершенствование контроля минимального запаса до кризиса теплоотдачи как характеристики теплотехнической надежности активной зоны ВВЭР. — В сб.: Материалы 11-й Международной научно-

технической конференции “Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР”. ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, Подольск, 21—24 мая 2019 г.

9. **Безруков Ю.А.** Обоснование безопасности реакторов ВВЭР на основе экспериментальных тепло-гидравлических исследований. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. Москва, ВНИИАМ, 2007.

*Контактная информация —
Галиев Айну́р Айдарович,
инженер-исследователь,
тел.: 8(499)196-71-00, доб. 62-62,
e-mail: galiev1aa@yandex.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 20—33.

Анализ нейтронно-физических характеристик топливных циклов ВВЭР-1200 при многократном рециклировании урана

К.Ю. Куракин, В.А. Невиница, А.М. Павловичев, Е.Я. Прошкина, А.Ю. Смирнов, М.А. Сумароков, В.М. Цветков,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 27.12.2024

После доработки — 14.05.2025

Принята к публикации 14.05.2025

В статье рассматриваются вопросы многократного рециклирования регенерированного урана в реакторе ВВЭР-1200. Разработана расчётная модель, с помощью которой оценены интегральные характеристики топливных циклов (расход природного урана, количество использованного регенерата и др.) при многократном рециклировании. Для проектной 18-месячной топливной загрузки выполнены полномасштабные расчёты нейтронно-физических характеристик топливных загрузок, сформированных в процессе последовательных рециклов урана.

Ключевые слова: регенерированное урановое топливо, ВВЭР-1200, изотопы урана, ТВС, многократное рециклирование, нейтронно-физические характеристики.

Analysis of Neutronic Parameters of VVER-1200 Fuel Cycles during Multi-recycling of Uranium.
K.Yu. Kurakin, V.A. Nevinitza, A.M. Pavlovichev, E.Ya. Proshkina, A.Yu. Smirnov, M.A. Sumarov, V.M. Tsvetkov,
NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

This article considers multi-recycling of reprocessed uranium in VVER-1200 reactors, suggests a computing model to assess fuel cycle integral parameters (such as consumption of natural and reprocessed uranium, etc.) in case of multi-recycling, and describes comprehensive neutronic calculations performed for the design-basis 18-month fuel cycle of the cores yielded by successive uranium recycles.

Key Words: reprocessed uranium fuel, VVER-1200, uranium isotopes, fuel assemblies, multi-recycling, neutronic parameters.

EDN: JKQHUK

Введение

Особенностью производства и эксплуатации регенерированного уранового топлива (РУТ) в водо-водяных реакторах по сравнению с топливом из обогащённого природного урана является присутствие в нём изотопов уран-232 и уран-236, а также повышенное содержание изотопа уран-234. Изотоп уран-232 содержит в цепочке распада талий-208, являющийся эмиттером высокоэнергетических гамма-частиц, изотоп уран-234 является альфа-излучателем. Изотоп уран-236 имеет низкую активность, но вносит заметный вклад в поглощение нейтронов в активной зоне. Поэтому для регенерированного топлива вводят ограничения на содержание изотопа уран-232, а для сохранения длительности кампании либо повышают содержание урана-235 в топливе, либо увеличивают количество перегружаемых ТВС. Увеличение концентрации изотопа уран-234 по сравнению с топливом из природного урана оказывает слабое влияние на нейтронно-физические характеристики активной

зоны, но учитывается при производстве регенерированного топлива.

В настоящей статье рассмотрены вопросы многократного рециклирования урана в реакторе ВВЭР-1200 с длительностью кампании от 12 до 24 месяцев. В процессе рециклирования РУТ изготавливается из регенерата урана, выделенного из топлива предыдущего рецикла, и природного урана. Для 18-месячного цикла ВВЭР-1200 выполнены расчёты основных нейтронно-физических характеристик топливных загрузок, сформированных в процессе многократного рециклирования урана.

Нейтронно-физические расчёты выполнялись по разработанным в НИЦ “Курчатовский институт” программам ТВС-М [1], БИПР-7А [2]. Указанные программы верифицированы и аттестованы для проектных и эксплуатационных расчётов нейтронно-физических характеристик реакторов ВВЭР с топливом из обогащённого урана и РУТ. Тепловыделение в выгруженных из реактора ТВС рассчитывалось по программному комплексу ТВС-РАД [3].

Описание модели многократного рециклирования

Для исследования изменения интегральных характеристик стационарных топливных циклов ВВЭР-1200 при многократном рециклировании урана была разработана следующая расчётная модель.

Сформирован набор стационарных топливных загрузок с топливом из обогащённого природного урана, различавшихся количеством ТВС подпитки (от 36 до 121 ТВС с шагом шесть ТВС) и содержанием урана-235 в топливе ТВС. Все ТВС подпитки в загрузке имели одинаковое содержание урана-235. Содержание изотопа уран-235 в загрузках варьировалось с шагом 0,3% в диапазоне от 4,4 до 6,5%. Схемы перестановок ТВС при перегрузках выбирались таким образом, чтобы минимизировать максимальную по кампании относительную мощность ТВС. Выгорающие поглотители не использовались. Для всех базовых содержаний изотопа уран-235 по программе ТВС-М были подготовлены необходимые малогрупповые константы, по программе БИПР-7А для всех топливных загрузок рассчитаны длительность кампании и среднее выгорание выгружаемых ТВС. Результаты расчётов представлены на рис. 1.

Как видно из рис. 1, длительности кампаний изменяются в пределах от 300 до 700 эф. сут, т.е. в рамках единого подхода рассматриваются 12-, 18- и 24-месячные стационарные топливные циклы. Среднее выгорание выгружаемого топлива для рассматриваемых

стационарных загрузок изменялось в пределах от 35 до 70 МВт·сут/кг U.

Процесс рециклирования урана в реакторе ВВЭР-1200 представляется в виде последовательности рециклов, каждый из которых состоит из следующих этапов: изготовление топлива и ТВС, выгорание топлива в реакторе, выдержка ТВС на АЭС в бассейне выдержки, переработка топлива с извлечением из него регенерата урана для последующего рециклирования. На нулевом рецикле в качестве топлива использовался обогащённый природный уран. Для каждой представленной на рис. 1 топливной загрузки процесс рециклирования выполнялся отдельно с сохранением при рециклировании количества загружаемых ТВС, схемы их движения при перегрузке и длительности кампании.

Длительность периода рециклирования складывалась из времени пребывания ТВС в реакторе, времени пребывания в бассейне выдержки, времени транспортировки отработанных ТВС на переработку. Среднее время пребывания ТВС в реакторе рассчитывалось на основании представленных на рис. 1 данных о количестве перегружаемых ТВС и длительности кампании. Время пребывания в бассейне выдержки принималось равным времени, за которое остаточное тепловыделение в ТВС снижалось до 1,5 кВт/ТВС. Время транспортировки и изготовления ТВС принималось равным одному году. Результаты расчётов зависимости длительности периода рециклирования от количества загружаемых ТВС и их обогащения представлены на рис. 2.

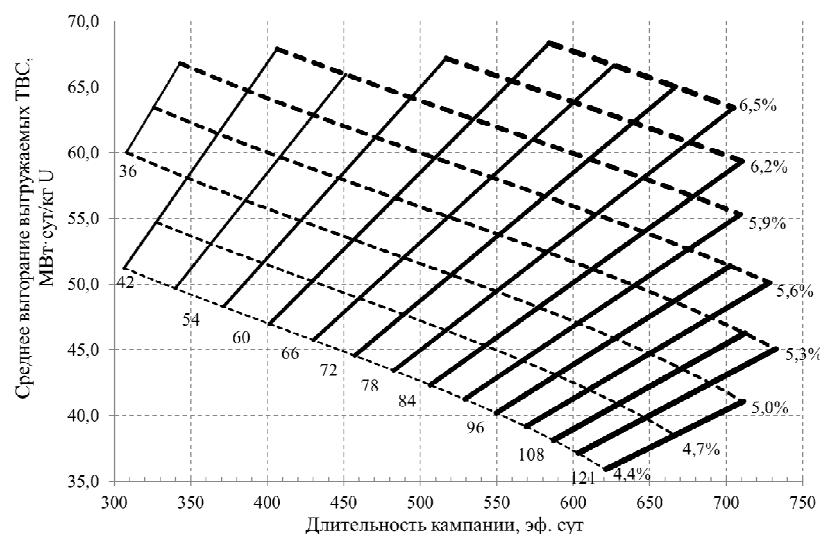


Рис. 1. Зависимость длительности кампании и среднего выгорания выгружаемых ТВС от количества загружаемых ТВС и их среднего обогащения

Расчёт выгорания топлива и содержания изотопов уран-232, уран-234, уран-235, уран-236, плутоний-236 в выгружаемом топливе в процессе рециклирования осуществлялся по программе ТВС-М. При расчёте изотопного состава поступающего на переработку топлива учитывалось увеличение содержания урана-232 в топливе за счёт альфа-распада плутония-236 в процессе выдержки топлива и его транспортировки на переработку.

Обогащение урана при изготовлении РУТ осуществлялось с использованием трёхпоточного каскада с разбавлением на входе [4], в котором в процессе обогащения регенерат смешивается с природным

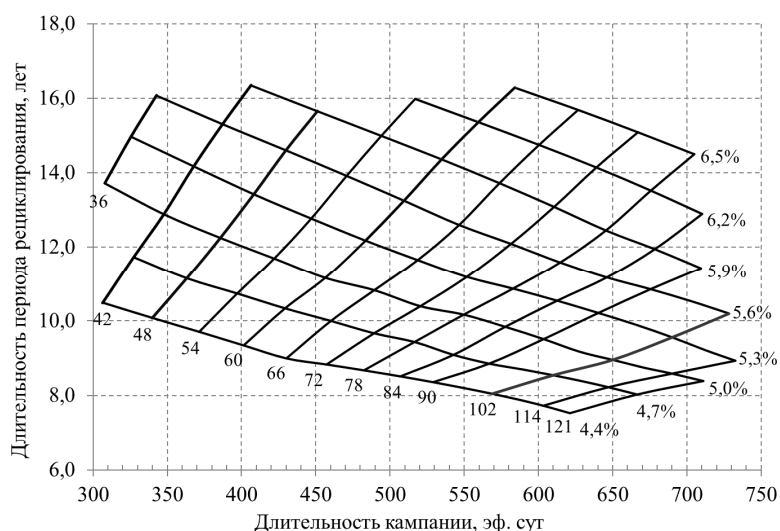


Рис. 2. Длительность периода рециклирования в зависимости от количества загружаемых ТВС и их обогащения

ураном. При обогащении обеспечивалось выполнение следующих требований:

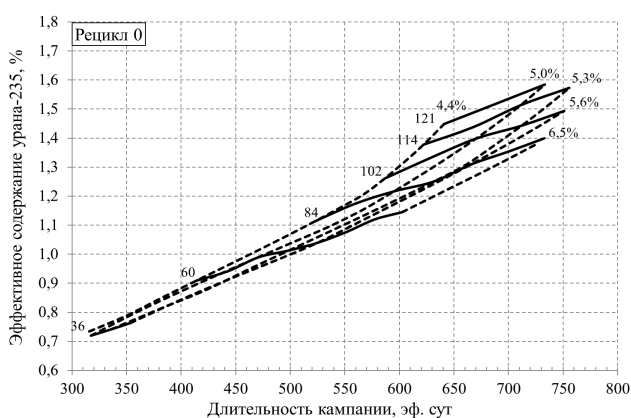
- масса топлива в ТВС равна массе топлива в ТВС из природного урана;
- содержание урана-232 меньше заданного предела;
- содержание урана-235 в РУТ должно обеспечивать с учётом наличия в топливе ура-

на-236 длительность кампании, равную длительности кампании исходного цикла.

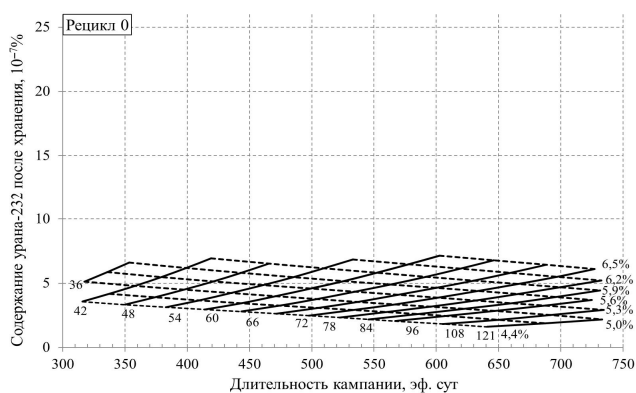
Результаты моделирования многократного рециклирования

Расчёт характеристик стационарных топливных циклов выполнялся путём последовательного моделирования процесса рециклирования (с нулевого по шестой рецикл) для каждой представленной на рис. 1 топливной загрузки. Результаты расчётов изотопного состава РУТ показали, что значения быстро выходят в стационарный режим. Поэтому представляется, что четырёх последовательных рециклов достаточно для изучения нейтронно-физических характеристик топливных циклов при многократном рециклировании.

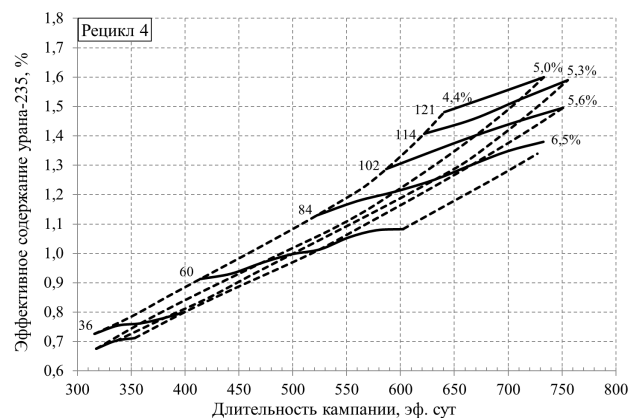
На рис. 3 представлено содержание изотопа уран-232 в регенерате урана на момент его поступления на переработку для нулевого и четвёртого рециклов.



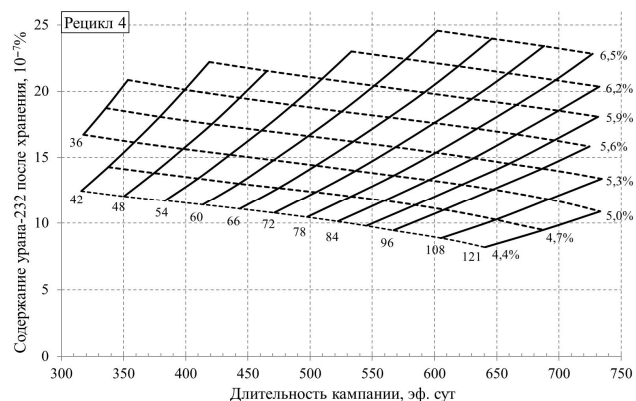
а



б



в



г

Рис. 3. Эффективное содержание урана-235 (а, в) и содержание урана-232 (б, г) в топливе перед переработкой для нулевого и четвёртого рециклов

На рисунке приведены значения эффективного содержания изотопа уран-235, которые рассчитывались по формуле

$$\rho_{235}^{\text{эф}} = \rho_{235} - K_{\text{comp}} \rho_{236}, \quad (1)$$

где ρ_{235} и ρ_{236} — содержание изотопов уран-235 и уран-236 в регенерате урана; K_{comp} — коэффициент компенсации.

Коэффициентом компенсации принято называть отношение приращения содержания урана-235 к приращению содержания урана-236, при котором длительность кампании остаётся неизменной.

Из представленной информации следует, что эффективное содержание урана-235 растёт с увеличением длительности кампании и слабо изменяется в процессе рециклирования. Содержание урана-232 существенно растёт в процессе рециклирования, а форма зависимости соответствует рис. 1, т.е. содержание урана-232 при рециклировании растёт с увеличением выгорания выгружаемого топлива. Как показано в [5], причиной роста содержания урана-232 является рост содержания урана-236 в серии последовательных рециклов.

На рис. 4 для рассматриваемых загрузок представлены удельные расходы природного

урана и работы разделения для нулевого и четвёртого рециклов. Максимальный эффект от рециклирования наблюдается при большой длительности кампании и практически не зависит от номера рецикла.

Для детального изучения влияния ограничения содержания урана-232 в свежем топливе на характеристики топливных циклов при рециклировании было выбрано пять циклов:

- 12-месячный цикл с подпиткой 42 ТВС обогащением 4,7%;
- 18-месячный цикл с подпиткой 72 ТВС обогащением 4,7%;
- 24-месячный цикл с подпиткой 121 ТВС обогащением 4,7%;
- 18-месячный цикл с подпиткой 60 ТВС обогащением 5,9%;
- 24-месячный цикл с подпиткой 84 ТВС обогащением 5,9%.

Первые два цикла соответствуют проекту ВВЭР-1200, три последующих рассматриваются в качестве перспективных 18- и 24-месячных циклов реактора ВВЭР-1200 [6].

На рис. 5 приведены зависимости удельного расхода природного урана от времени эксплуатации реактора (до 60 лет) без ограничений на содержание урана-232 и при ограничениях,

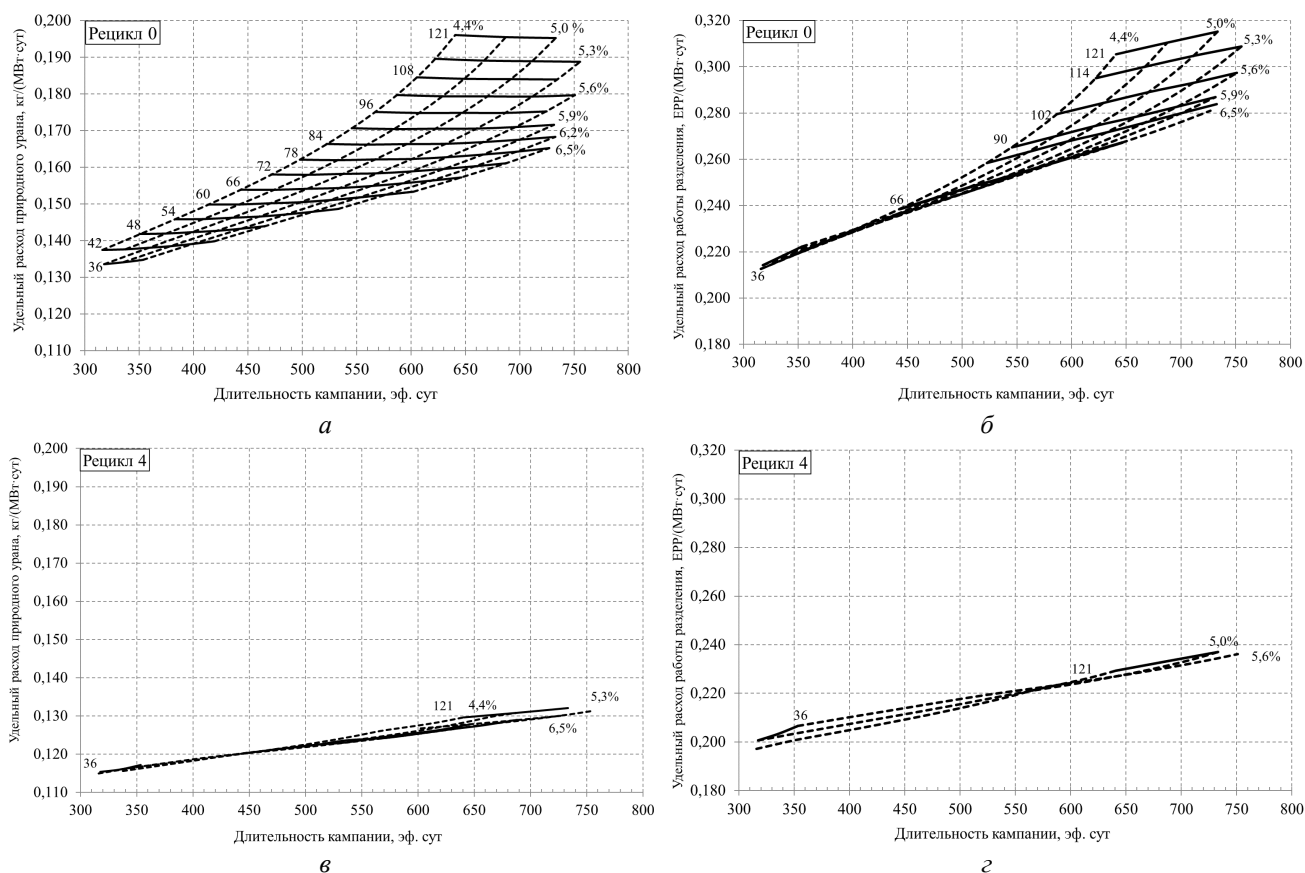


Рис. 4. Удельные расходы природного урана (а, в) и работы разделения (б, г) в зависимости от количества загружаемых ТВС и их обогащения (нулевой и четвёртый рециклы)

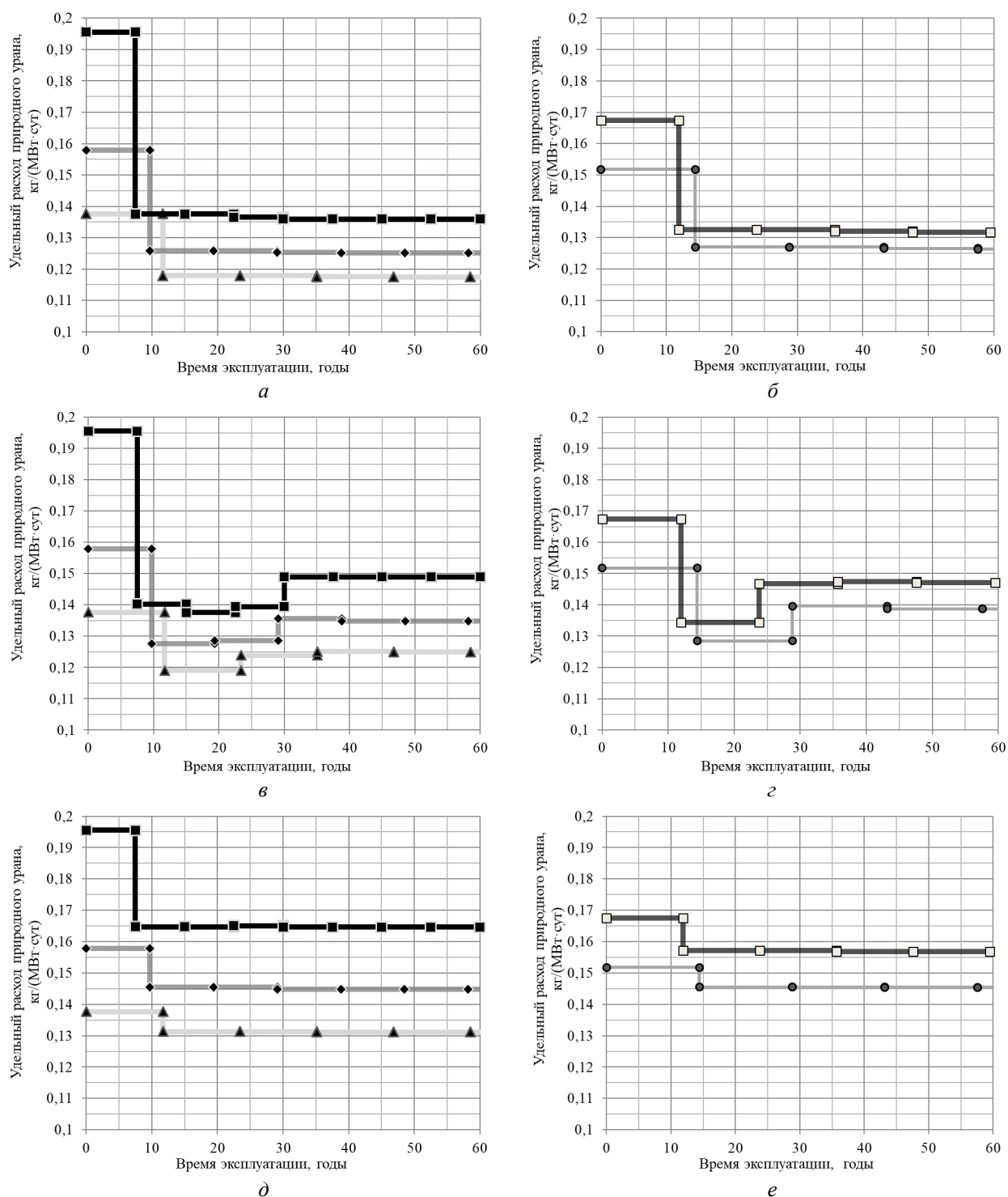


Рис. 5. Зависимости удельного расхода природного урана от времени эксплуатации реактора (до 60 лет): а, б — без ограничения на содержание ^{232}U ; в, г — ограничение на содержание $^{232}\text{U} < 5 \cdot 10^{-7}\%$; д, е — ограничение на содержание $^{232}\text{U} < 2 \cdot 10^{-7}\%$; ▲ — 12 месяцев, 42 ТВС, 4,7%, ◆ — 18 месяцев, 72 ТВС, 4,7%, ■ — 24 месяца, 121 ТВС, 4,7% (а, в, д); ● — 18 месяцев, 60 ТВС, 5,9%, □ — 24 месяца, 84 ТВС, 5,9% (б, г, е)

равных $5 \cdot 10^{-7}\%$ и $2 \cdot 10^{-7}\%$. На рис. 6 представлен средний за 60 лет удельный расход природного урана, на рис. 7 — среднее за 60 лет снижение расхода природного урана.

Из представленной информации следует, что ограничение содержания урана-232 в све-

жем РУТ существенно снижает экономию природного урана за счёт его рециклирования. Максимальный эффект от рециклирования достигается в 24-месячном цикле. При эксплуатации реактора ВВЭР-1200 в проектном 18-месячном цикле (подпитка 72 ТВС) усреднённая

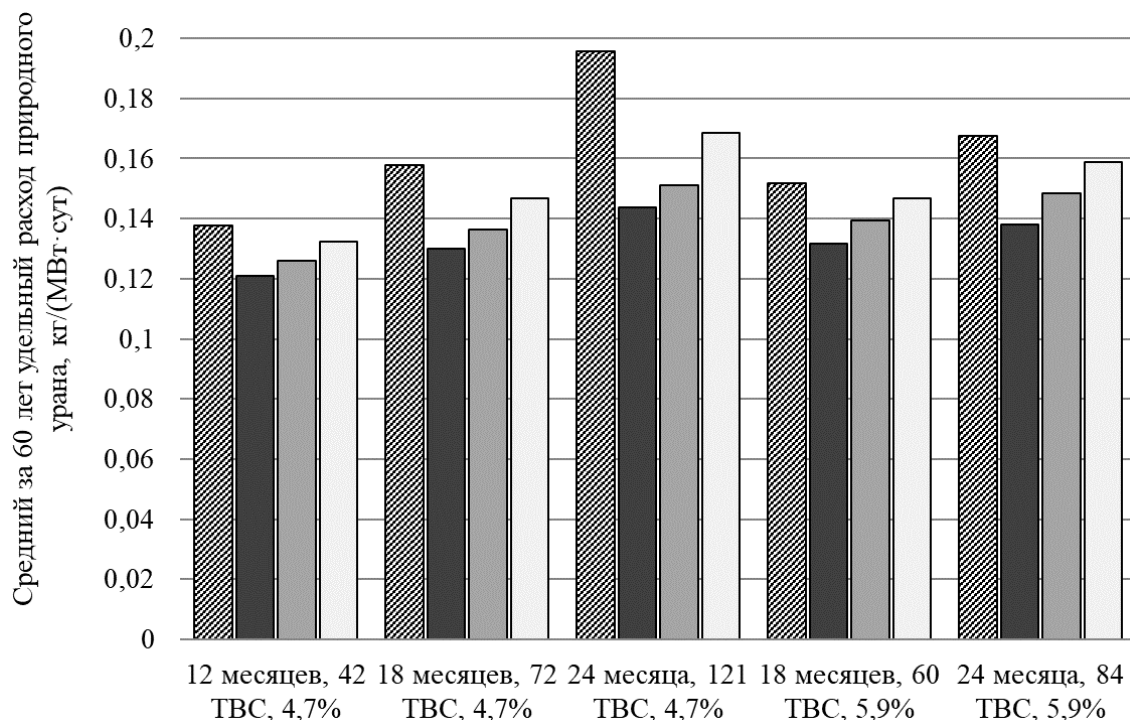


Рис. 6. Средний за 60 лет удельный расход природного урана для рассматриваемых циклов: ▨ — природный уран; ■ — регенерат, ^{232}U без ограничений; ■ — регенерат, $^{232}\text{U} < 5 \cdot 10^{-7}\%$; ■ — регенерат, $^{232}\text{U} < 2 \cdot 10^{-7}\%$

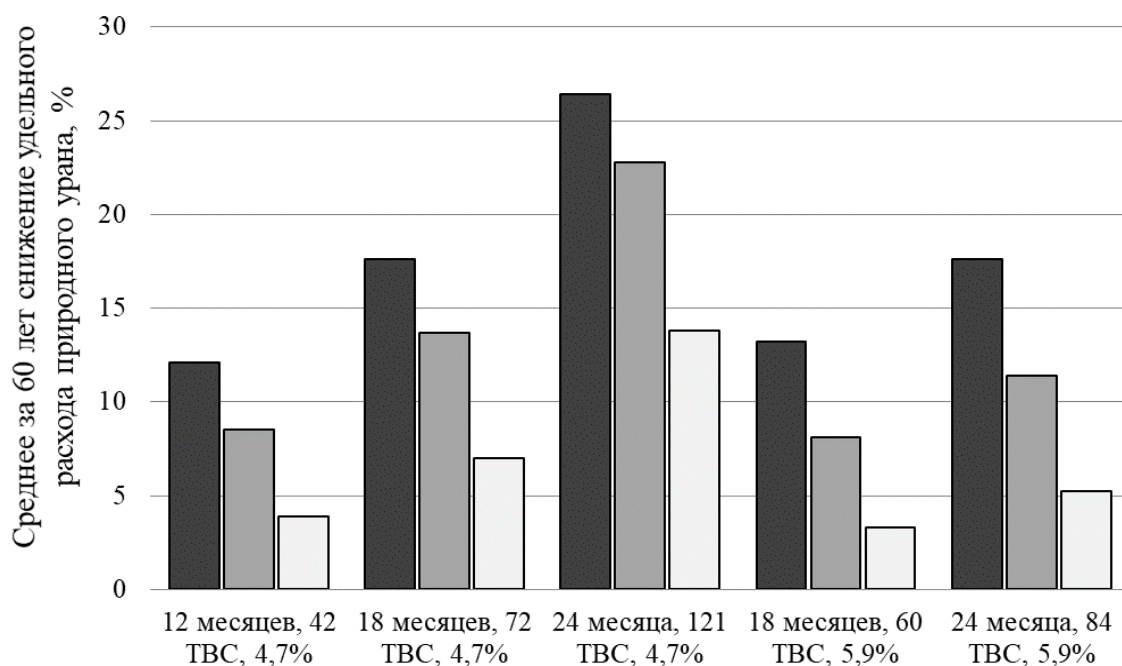


Рис. 7. Среднее за 60 лет снижение расхода природного урана при использовании регенерата урана для рассматриваемых циклов: ■ — регенерат, ^{232}U без ограничений; ■ — регенерат, $^{232}\text{U} < 5 \cdot 10^{-7}\%$; ■ — регенерат, $^{232}\text{U} < 2 \cdot 10^{-7}\%$

за 60 лет экономия природного урана при ограничении на содержание урана-232 в РУТ, равном $5 \cdot 10^{-7}\%$, составит около 14%.

На рис. 8 представлен расход регенерата урана на 1 кг продукта. При применении для обогащения регенерата метода одиночного

трёхпоточного каскада значительная часть регенерата не может быть использована для изготовления топлива из-за высокого содержания урана-232 в конечном продукте. При ограничении содержания урана-232, равного $2 \cdot 10^{-7}$ и $5 \cdot 10^{-7}\%$, масса возвращаемого регенерата для

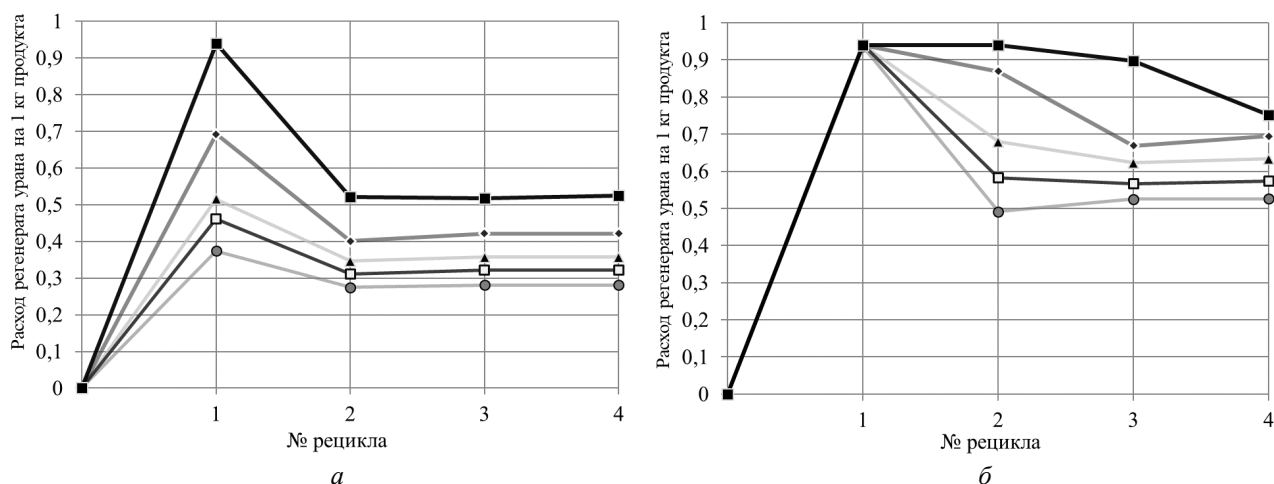


Рис. 8. Расход регенерата урана на 1 кг продукта при ограничении на содержание урана-232 $^{232}\text{U} < 2 \cdot 10^{-7}\%$ (а) и $^{232}\text{U} < 5 \cdot 10^{-7}\%$ (б): $\blacktriangle$ — 12 месяцев, 42 ТВС, 4,7%; $\bullet$ — 18 месяцев, 60 ТВС, 5,9%; $\blacklozenge$ — 18 месяцев, 72 ТВС, 4,7%; $\square$ — 24 месяца, 84 ТВС, 5,9%; $\blacksquare$ — 24 месяца, 121 ТВС, 4,7%

различных топливных циклов составляет примерно от 28 до 52% и от 52 до 75% от массы исходного регенерата соответственно.

Нейтронно-физические характеристики 18-месячного топливного цикла ВВЭР-1200 с регенератом урана

Рассматривалось шесть последовательных рециклов РУТ в реакторе ВВЭР-1200, эксплуатирующегося в проектной 18-месячной топливной загрузке.

Топливная загрузка рассматривалась в качестве базовой при формировании топливных загрузок с РУТ в процессе рециклирования, т.е. сохранялись компоновка топливной загрузки и номенклатура загружаемых ТВС. На каждом этапе рециклирования выполнялся полномасштабный трёхмерный расчёт выгорания топлива и его изотопного состава. Расчёты длительности периода рециклирования, изотопного состава ТВС на момент переработки, обогащения регенерата урана выполнялись в соответствии с методиками, описанными ранее. Содержание урана-232 в свежих ТВС не превышало $5 \cdot 10^{-7}\%$. С помощью компенсирующей функции для каждого типа ТВС в каждом рецикле определялось содержание урана-235, которое обеспечивало сохранение проектной длительности кампании (порядка 500 эф. сут) при изменявшемся в процессе рециклирования изотопном составе регенерата урана. Для обогащения регенерата урана использовался метод двойного каскада [7], который обеспечивает очистку обогащаемого продукта от изотопа уран-232, что позволяет практически полно-

стью использовать регенерат и дополнительно снизить удельный расход природного урана. При этом происходит некоторое увеличение удельного количества работы разделения.

Для каждой топливной загрузки в процессе рециклирования выполнялся полномасштабный расчёт нейтронно-физических характеристик активной зоны — выгорание топлива, параметры трёхмерного энергораспределения, коэффициенты реактивности, концентрация борной кислоты, эффективность ОР СУЗ, параметры точечной кинетики. Сопоставление полученных результатов с характеристиками базового цикла показало, что отклонения перечисленных характеристик от характеристик базовой загрузки находятся в пределах расчётных погрешностей использованных программ. Изменение изотопного состава урана и сведения об экономии природного урана и работы разделения представлены в таблице.

Выводы

На основании проведённого анализа можно сделать следующие выводы.

Экономия природного урана в результате рециклирования возрастает при переходе от 12-месячного к 24-месячному циклу. При фиксированной длительности кампании экономия природного урана увеличивается при снижении обогащения с одновременным ростом количества перегружаемых ТВС. Оба эффекта связаны со снижением выгорания выгружаемого топлива, увеличением содержания урана-235 в выгоревшем топливе и его возвращением в цикл с регенератом урана.

Основные нейтронно-физические характеристики

Характеристика	Рецикл 0	Рецикл 1	Рецикл 4	Рецикл 6
Полное количество ТВС подпитки	72	72	72	72
Среднее содержание изотопов в топливе подпитки, % U:				
уран-232	—	$2,9 \cdot 10^{-7}\%$	$4,7 \cdot 10^{-7}\%$	$4,7 \cdot 10^{-7}\%$
уран-234	0,04	0,05	0,06	0,06
уран-235	4,69	4,87	4,92	4,94
уран-236	—	0,39	0,52	0,57
Длительность кампании, эф. сут	500	501	502	501
Среднее выгорание выгружаемого топлива, МВт·сут/кг ТМ	47,5	47,6	47,6	47,6
Изменение расхода природного урана, отн. ед.	1,00	0,80	0,84	0,84
Изменение работы деления, отн. ед.	1,00	0,95	1,05	1,05

Максимальная экономия природного урана порядка 25% достигается в 24-месячном топливном цикле с обогащением около 5% при перегрузке 121 ТВС. Эта экономия частично компенсирует потери от большого расхода природного урана в 24-месячном цикле на обогащённом природном уране.

Ограничение содержания урана-232 в регенерированном топливе существенно снижает эффект от рециклирования. При ограничении $2 \cdot 10^{-7}\%$ в циклах с высоким выгоранием топлива снижение удельного расхода природного урана не превосходит 5%. Поэтому рециклирование урана в 12-месячном проектном цикле, по-видимому, нецелесообразно. При ограничении $5 \cdot 10^{-7}\%$ эффект от рециклирования урана для 18- и 24-месячных циклов составляет от 10 до 20% в зависимости от обогащения топлива и количества перегружаемых ТВС.

При применении для обогащения регенерата метода одиночного трёхпоточного каскада значительная часть сырья не может быть использована для изготовления топлива из-за высокого содержания урана-232 в конечном продукте. При ограничении содержания урана-232, равного $5 \cdot 10^{-7}$ и $2 \cdot 10^{-7}\%$, масса возвращаемого в цикл регенерата составляет в среднем порядка 60 и 30% соответственно от массы исходного. Использование более совершенных методов обогащения регенерата урана (например, метода двойного каскада) позволяет увеличить эффект от рециклирования и сократить количество невостребованного регенерата. Однако в любом случае выгода от рециклирования не будет превышать значений, соответствующих вариантам без ограничения на содержание урана-232 в регенерированном топливе.

Для 18-месячной стационарной проектной топливной загрузки ВВЭР-1200 выполнен полномасштабный расчёт нейтронно-физических

характеристик стационарных топливных загрузок при многократном рециклировании урана (шесть рециклов). Содержание урана-232 в топливе ограничивалось величиной $5 \cdot 10^{-7}\%$. Сопоставление полученных результатов с проектными значениями показало, что отклонения нейтронно-физических характеристик находятся в пределах расчётных погрешностей использованных программ.

Список литературы

1. *Программа* БИПР-7А (версия 1.5). Регистрационный номер паспорта аттестации ПС № 468 от 30.05.2019. Москва, Федеральная служба РФ по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2019.
2. *Программа* ТВС-М (версия 1.4). Регистрационный номер паспорта аттестации ПС № 470 от 30.05.2019. Москва, Федеральная служба РФ по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2019.
3. *Программный* комплекс ТВС-РАД (версия 1). Регистрационный номер аттестационного паспорта ПС № 282 от 9.12.2010.
4. *Смирнов А.Ю., Сулаберидзе Г.А., Сумарокова А.С., Дудников А.А., Невиница В.А., Просёлков В.Н., Чибиняев А.В., Фомиченко П.А.* Согласованный подход к моделированию выгорания топлива при облучении в легководном реакторе и молекулярно-селективных процессов в разделительном каскаде для изучения физики многократного рецикла урана. — В сб.: Конференция “Нейтронно-физические проблемы атомной энергетики. Нейтроника-2012”. Обнинск, 2012, с. 359—368.
5. *Смирнов А.Ю., Сулаберидзе Г.А., Невиница В.А. и др.* Каскадные схемы в задачах исследования закономерностей изменения изотопного состава многократно регенерированного урана. — Ядерная физика и инжиниринг, 2012, т. 3, № 5, с. 396—403.
6. *Ugryumov A.V., Dolgov A.B., Shaulskaya A.I., Semchenkov Yu.M., Kosourov E.K., Osadchiy A.I.,*

Pavlovichev A.M. Prospects for implementation of VVER nuclear fuel enriched above 5%. — Kerntechnik, 2019, vol. 84, № 4, p. 280—284.

7. **Смирнов А.Ю., Гусев В.Е., Сулаберидзе Г.А. и др.** Обогащение регенерированного урана в двойном каскаде газовых центрифуг с его максимальным возвратом в воспроизводство топлива. — Вестник НИЯУ МИФИ, 2018, т. 7, № 6, с. 449—457.

*Контактная информация —
Сумароков Максим Александрович,
начальник лаборатории,
тел.: 8(499)196-98-62,
e-mail: sumarokov_ma@nrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 34—42.

Применение алгоритма маневрирования MSHIM для РУ ВВЭР большой мощности

Г.А. Рябов, М.В. Антипов, А.Л. Николаев, М.А. Увакин, И.В. Махин, К.В. Бозриков,
АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, 142103, Подольск, Московская обл., ул. Орджоникидзе, д. 18

Статья поступила в редакцию 15.05.2025

После доработки — 18.07.2025

Принята к публикации 18.07.2025

В статье изучается проблема автоматизации режимов следования за нагрузкой при работе реакторной установки (РУ) ВВЭР в гибких энергетических системах. Рассматриваются возможные пути адаптации алгоритма маневрирования MSHIM, который используется в проекте “AP1000”, к проекту “АЭС-2006”. К достоинствам метода относятся автоматизация процесса маневрирования и отказ от операций водообмена. По результатам проведённых расчётов сделаны заключения о применении алгоритма MSHIM, ограничения и условия его успешного использования в проекте “АЭС-2006”.

Ключевые слова: режимы следования за нагрузкой, проект “АЭС-2006”, алгоритмы маневрирования, аксиальный офсет, пространственная кинетика, код КОРСАР/ГП.

Application of MSHIM Maneuvering Algorithm to High-Power VVER Reactor Plants. G.A. Ryabov, M.V. Antipov, A.L. Nikolaev, M.A. Uvakin, I.V. Makhin, K.V. Bozrikov, OKB Hidropress JSC, 21, Ordzhonikidze st., Podolsk, Moscow region, 142103.

The article studies the problem of automation of load following modes of VVER reactor plants operation in flexible energy systems, and analyzes possible ways to adjust the MSHIM maneuvering algorithm used in the AP1000 project for use in the AES-2006 one. This method offers certain advantages including automated load following and cancelled water exchange operations. Based on calculated results, this paper makes a conclusion about MSHIM applicability for the AES-2006 project and specifies restrictions and conditions of its successful use.

Key Words: load following operation, AES-2006 project, maneuvering algorithms, axial offset, spatial kinetics, KORSAR/GP code.

EDN: TONCZY

Введение

Актуальность внедрения режимов маневрирования на российских АЭС отражена в энергетической стратегии развития на период до 2035 г. [1]. Все новые блоки, строящиеся после 2025 г., должны обладать возможностью маневрирования в диапазоне 100—50—100% номинальной мощности ($N_{ном}$) [2].

Под манёвренными режимами подразумеваются суточное маневрирование мощностью РУ, первичное и вторичное регулирование частоты энергосети, а также возможное совмещение всех этих режимов и непредсказуемые флуктуации мощности (режим следования за нагрузкой). Задача маневрирования заключается в управлении интегральной мощностью реактора и поддержании локального энерговыделения в установленных пределах с учётом ограничений, накладываемых операциями водообмена.

Проведённые испытания манёвренных режимов на Нововоронежской АЭС-2 (НВАЭС-2) и Ленинградской АЭС-2 (ЛАЭС-2) подтверди-

ли возможность работы РУ ВВЭР проекта “АЭС-2006” в суточном графике нагрузки [3], однако работа энергоблока в этих условиях сопровождалась действиями оператора, основанными на расчётном сопровождении заведомо известного режима маневрирования. С точки зрения безопасности представляется очевидным, что продолжительная работа АЭС в режимах следования за нагрузкой требует автоматизации процесса. Это позволит свести к минимуму или практически исключить возможную ошибку оператора. Опыт эксплуатации ядерных реакторов показывает, что для маневренных режимов именно ошибка оператора является одним из определяющих исходных событий [4].

Работа АЭС с РУ ВВЭР в манёвренных режимах позволит успешно включать технологию в гибкие энергетические системы, что значительно повысит конкурентоспособность ВВЭР на мировом рынке. Заинтересованность в этом проявляет зарубежный потребитель. Например, в статье [5] авторы указывают, что с введением в эксплуатацию двух блоков АЭС “Пакш 2” (блоки 5, 6) доля атомной энергетики в стране

существенно возрастёт, поэтому должна быть предусмотрена работа энергоблоков в гибком режиме. В статье [5] рассматривается зарубежный опыт маневрирования АЭС и представлены возможные пути решения задачи маневрирования.

Всё это вызывает необходимость проведения исследований в области повышения эффективности работы РУ ВВЭР в гибких энергетических системах при обязательном выполнении современных требований безопасности. По результатам проведённого анализа существующих решений в мировой практике выделен потенциальный алгоритм маневрирования MSHIM [6], который используется в проекте “АР1000”. В данной работе анализируется возможность его применения в проекте “АЭС-2006”.

Описание данного алгоритма приведено в настоящей статье. Применение алгоритма рассматривается на примере 18-месячного топливного цикла, для которого проведён расчёт типового графика несения нагрузки $100\text{—}50\text{—}100\%$ $N_{\text{ном}}$ со скоростью изменения мощности $3\%/мин$.

В АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС” для моделирования режимов следования за нагрузкой используется аттестованный программный комплекс (ПК) КОРСАР/ГП [7, 8], обеспечивающий связанный нейтронно-физический и теплогидравлический расчёт динамики параметров РУ ВВЭР с трёхмерной моделью нейтронной кинетики. В настоящей работе используется упрощённая расчётная модель реактора, включающая в себя модель активной зоны с граничными условиями на входе и выходе [9], состоящая из 163 каналов, разбитых на 20 слоёв по высоте, и окружённая отражателем. Важно отметить, что расчётная схема активной зоны данной модели представляет собой составную часть полноконтурной схемы. Температура теплоносителя на входе в активную зону принимается в соответствии с полноконтурной моделью РУ ВВЭР-1200, для которой был проведён расчёт рассматриваемых графиков изменения мощности. Нейтронно-физический расчёт, а также подготовка библиотеки макроконстант для ПК КОРСАР/ГП проводились с помощью ПК САПФИР_95&RC.ВВЭР, верифицированного и аттестованного для расчёта реакторов типа ВВЭР.

По результатам проведённых расчётов сделаны заключения о возможности применения алгоритма MSHIM, представлены ограничения и условия его успешного использования, имеющиеся недостатки, а также пути развития и модернизации проекта “АЭС-2006”.

Описание алгоритма MSHIM

Для управления мощностью в проекте “АР1000” используются 69 органов регулирования (ОР), состоящих из чёрных и серых кластеров системы управления и защиты (СУЗ) и отличающихся эффективностью (у чёрных кластеров эффективность поглощения выше). Органы регулирования разбиты на три типа групп: группы управления мощностью, группу управления офсетом и группы аварийного останова (рис. 1) [6]. Перед началом разгрузки в активную зону погружены две серые группы ОР СУЗ, в которых удерживается запас реактивности, необходимый для компенсации ксенонового отравления. Эффективность и перехват различных групп ОР СУЗ выбраны таким образом, чтобы снизить влияние на аксиальный офсет при изменении нагрузки. Сигнал на перемещение групп управления мощностью формируется при выходе значения температуры теплоносителя на входе в реактор за зону нечувствительности. Группа поддержания офсета состоит из чёрных поглотителей и используется для контроля аксиального поля энерговыделения. При этом если одновременно возникают два сигнала на управление группой офсета и группой мощности, то в случае совпадения направления движения групп приоритет отдаётся группе управления офсетом, в противном случае — группе управления мощностью (рис. 2). Использование алгоритма MSHIM позволяет избавиться от операций водообмена при маневрировании мощностью РУ.

Очевидно, что прямое использование алгоритма MSHIM без внесения изменений в проект “АЭС-2006” невозможно, однако зарубежный опыт можно адаптировать для РУ ВВЭР большой мощности.

Подготовка рабочей модели активной зоны РУ ВВЭР

На первой стадии необходимо выбрать конструкцию и материалы для серых ОР СУЗ. Традиционный ОР СУЗ РУ ВВЭР состоит из двух материалов — титаната диспрозия ($\text{Dy}_2\text{O}_3 \cdot \text{TiO}_2$) и карбида бора (B_4C). Титанат диспрозия обладает необходимыми свойствами для серых поглотителей [10]. Поглощающие свойства этого материала меньше, чем у карбида бора, а радиационная стойкость значительно выше вследствие поглощения по каналу (n, γ). Однако как материал, обладающий высокой плотностью, кластер ОР СУЗ из 18 ПЭЛлов

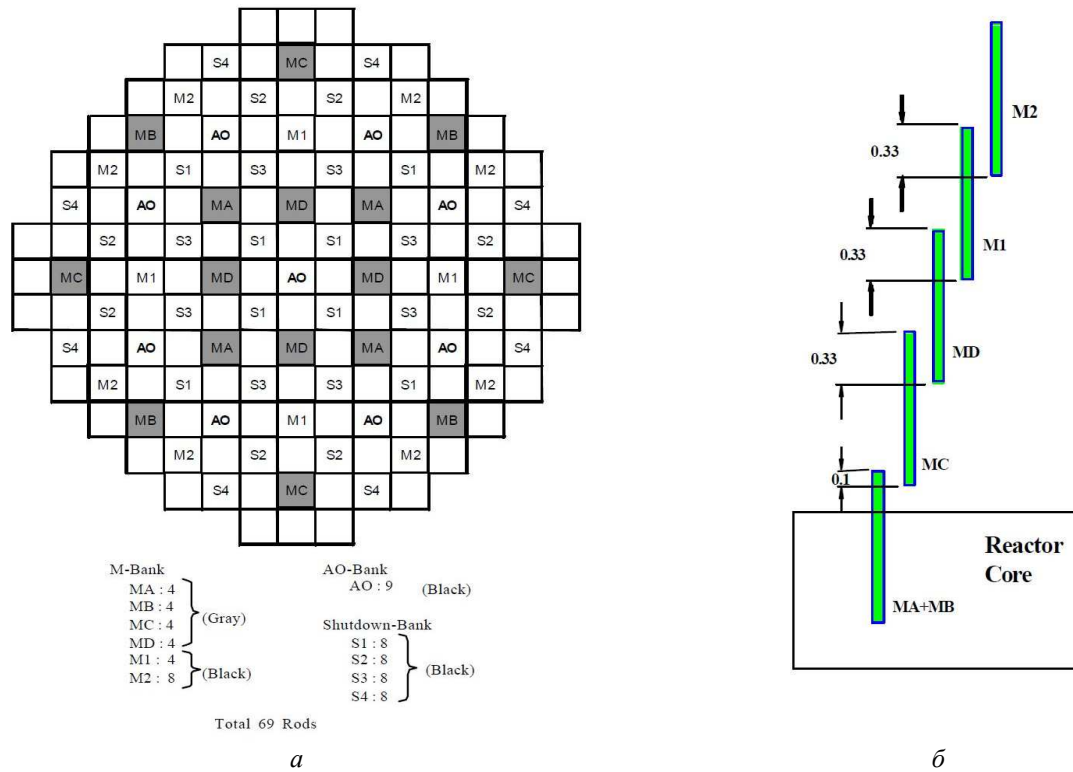


Рис. 1. Активная зона проекта “AP1000”: а — картограмма ОР СУЗ; б — перехват движения ОР СУЗ

$Du_2O_3 \cdot TiO_2$ будет обладать большой массой, что может быть неприемлемо для существующих приводов ОР СУЗ. В рамках работы были рассмотрены два облегчённых типа серых кластеров ОР СУЗ из $Du_2O_3 \cdot TiO_2$, состоящих из 12 и 9 ПЭЛов (рис. 3).

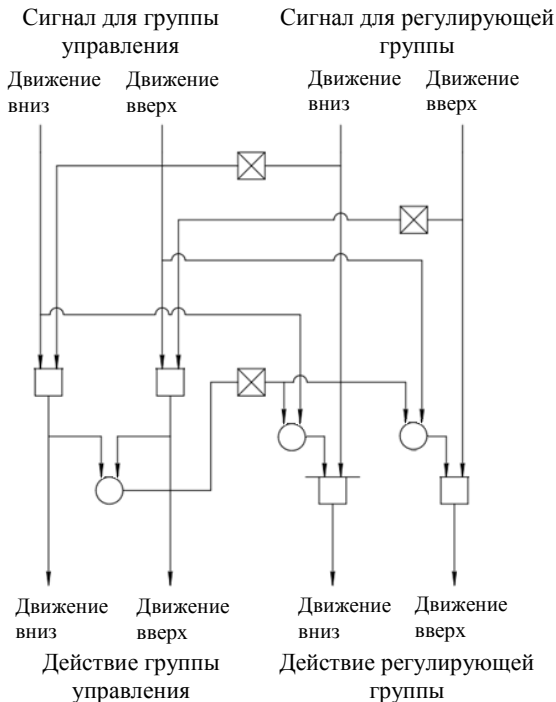


Рис. 2. Логическая схема алгоритма MSHIM: $\boxtimes$ — отрицание; $\square$ — и; $\circ$ — или

На второй стадии необходимо определить, в каких кассетах активной зоны необходимо расположить серые ОР СУЗ, а в каких чёрные. Выбор типа кластера и расположение ОР СУЗ в активной зоне должны обеспечивать достаточную для выполнения своих функций эффективность аварийной защиты, а также равномерное управляющее воздействие на мощность и аксиальный офсет с целью снижения коэффициентов неравномерности. Выбор расположения серых и чёрных ОР СУЗ основывается на анализе топливного цикла с учётом принципа увеличения веса погружаемой группы с уменьшением номера группы.

Для анализа и последующей оптимизации моделируется стационарная топливная загрузка. Высотное профилирование ПЭЛов не предполагается, т.е. чёрные ПЭЛы полностью состоят из B_4C , а серые — из $Du_2O_3 \cdot TiO_2$. Для каждого типа кластера был проведён нейтронно-физический расчёт активной зоны и подготовлены библиотеки нейтронно-физических характеристик (НФХ) для программного блока трёхмерной кинетики для ПК КОРСАР/ГП.

Первая серия расчётов показала, что оптимальной конструкцией с точки зрения эффективности является кластер, состоящий из 12 ПЭЛов.

По результатам многовариантных расчётов была предложена картограмма серых и чёрных

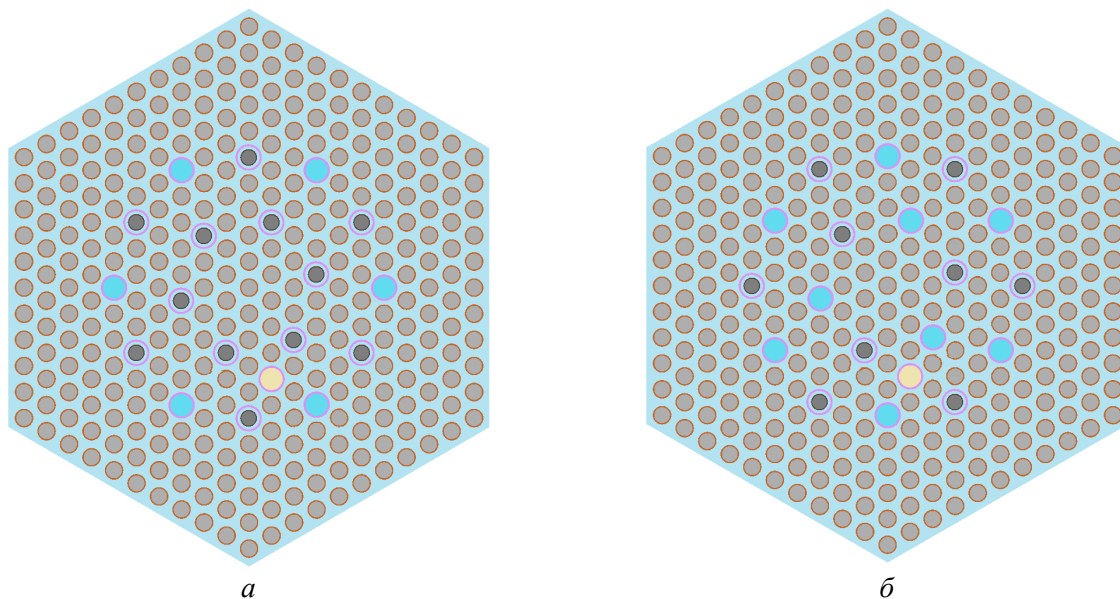


Рис. 3. Схемы расположения серых ПЭЛов в ТВС: *а* — кластер из 12 серых ПЭЛов; *б* — кластер из 9 серых ПЭЛов

ОР СУЗ, которая представлена на рис. 4. Соответствующие ТВС выделены чёрным и серым цветом. На основе данной схемы анализируется принципиальная реализация алгоритма MSHIM. Итак, для управления офсетом используется 14-я группа ОР СУЗ. 12-я и 13-я группы погружены в активную зону и выполняют функцию компенсации ксеноновых процессов. Всего в маневрировании участвуют семь групп с номерами от 8-го до 14-го. В дальнейшем данная схема может претерпевать изменения по мере детального изучения процессов маневрирования, что требует глубоких исследований, в том числе с участием других организаций.

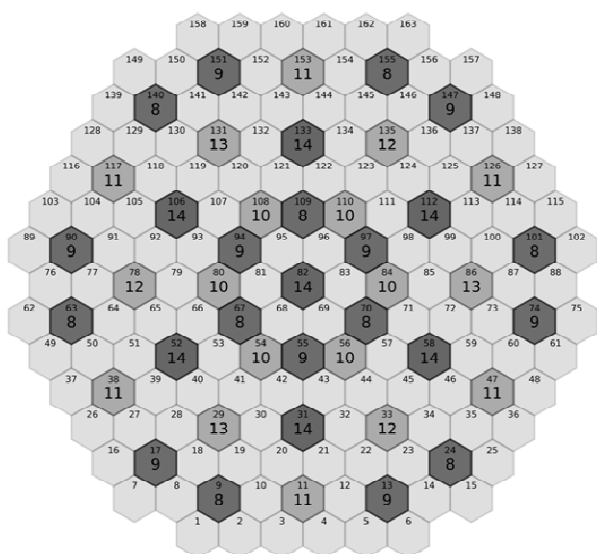


Рис. 4. Картограмма расположения групп ОР СУЗ

Моделирование суточного графика нагрузки в ПК КОРСАР/ГП

Важное отличие оригинального алгоритма MSHIM в проекте “AP1000” от адаптированного для РУ ВВЭР заключается в том, что управление группами ОР СУЗ при маневрировании в первом случае осуществляется при выходе значения температуры теплоносителя за границы зоны нечувствительности. В РУ ВВЭР управляющее воздействие осуществляется при выходе давления в главном паровом коллекторе за зону нечувствительности автоматического регулятора мощности. Поскольку отработка алгоритмов проводится на упрощённой модели, описывающей только активную зону с граничными условиями, то в рамках данной работы сигнал на погружение или извлечение групп ОР СУЗ моделируется при отклонении мощности РУ на 1% $N_{\text{ном}}$ от заданного графика. Моделирование регулирования давления в главном паровом коллекторе осуществляется путём изменения температуры на входе в реактор: зависимость входной температуры взята из расчёта аналогичного переходного режима с использованием полноконтурной модели с применением комбинированной программы регулирования. С учётом принятых допущений расчётная нейтронная мощность реактора представлена на рис. 5.

Сигнал на перемещение группы офсета формируется при выходе аксиального офсета за допустимые границы. Аксиальный офсет (АО) определяется из следующего соотношения:

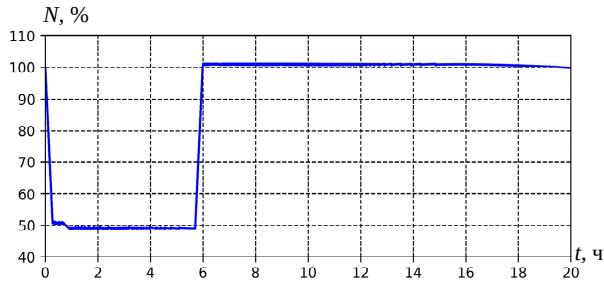


Рис. 5. Нейтронная мощность реактора

$$AO = \frac{W_{up} - W_{down}}{W_{up} + W_{down}} 100\%, \quad (1)$$

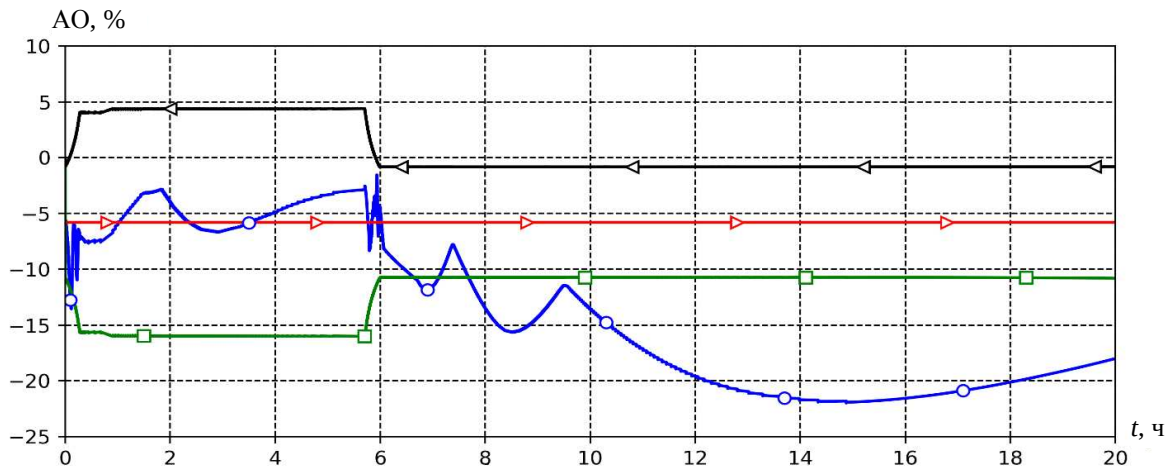
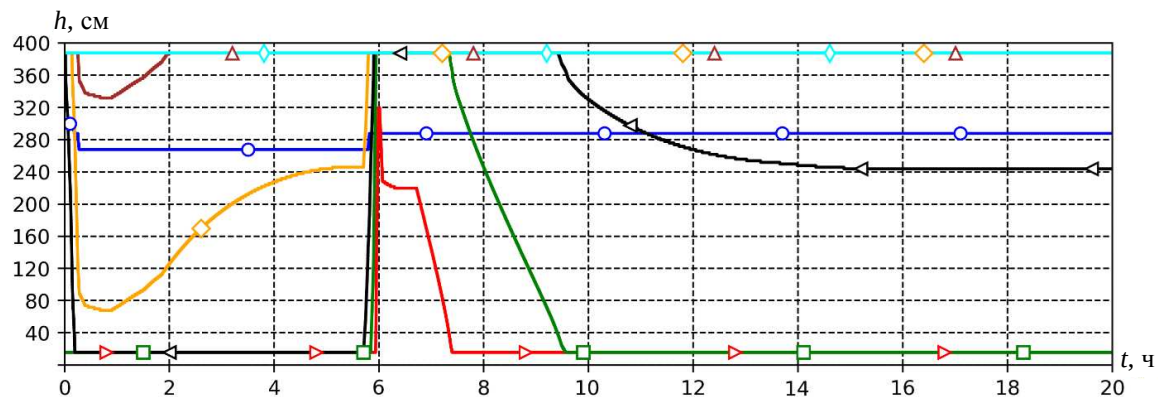
где W_{up} и W_{down} — мощность верхней и нижней части активной зоны соответственно.

В расчёте принимается алгоритм поддержания постоянного аксиального оффсета в узком коридоре вокруг “стационарного” значения, соответствующего длительной работе на номинальной мощности и достижению приработанного состояния топлива. Такая стратегия является наиболее оптимальной с точки зрения устойчивости поля энерговыделения, так как

практически исключаются аксиальные ксеноновые колебания в любой момент переходного процесса. Не допускается продолжительный выход аксиального оффсета за границы рекомендуемой области [11].

Рассматриваются начало и конец стационарной топливной загрузки. Скорость изменения мощности принята 3% $N_{ном}$ в минуту. Результаты расчётов представлены в виде двух вариантов и продемонстрированы на рис. 6—11.

Первый вариант соответствует началу стационарной топливной загрузки (см. рис. 6, 7). При снижении мощности происходит последовательное погружение 11-й и 10-й серых групп ОР СУЗ и 9-й чёрной группы. Группа регулирования оффсетом участвует в разгрузке только при условии превышения заданного значения аксиального оффсета. Во время снижения мощности происходит кратковременный выход аксиального значения за границы рекомендуемой области, что допускается на данном этапе процесса. Далее при выдержке на пониженной мощности начинается процесс ксенонового


 Рис. 6. Аксиальный оффсет. Вариант 1: $\circ$ — аксиальный оффсет; $\blacktriangleright$ — стационарный аксиальный оффсет; $\square$ — нижняя граница рекомендуемой области; $\blacktriangleleft$ — верхняя граница рекомендуемой области

 Рис. 7. Положение групп ОР СУЗ. Вариант 1: $\circ$ — 14-я группа; $\blacktriangleright$ — 13-я группа; $\square$ — 12-я группа; $\blacktriangleleft$ — 11-я группа; $\diamond$ — 10-я группа; $\blacktriangle$ — 9-я группа; $\blacklozenge$ — 1—8-я группы ОР СУЗ

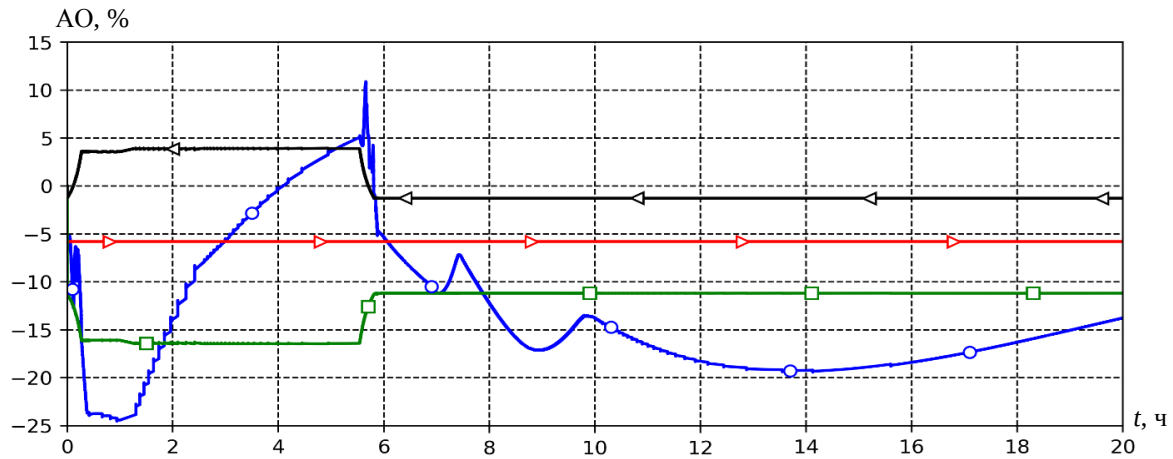


Рис. 8. Аксиальный офсет. Вариант 2: $\circ$ — аксиальный офсет; $\blacktriangleright$ — стационарный аксиальный офсет; $\square$ — нижняя граница рекомендуемой области; $\blacktriangleleft$ — верхняя граница рекомендуемой области

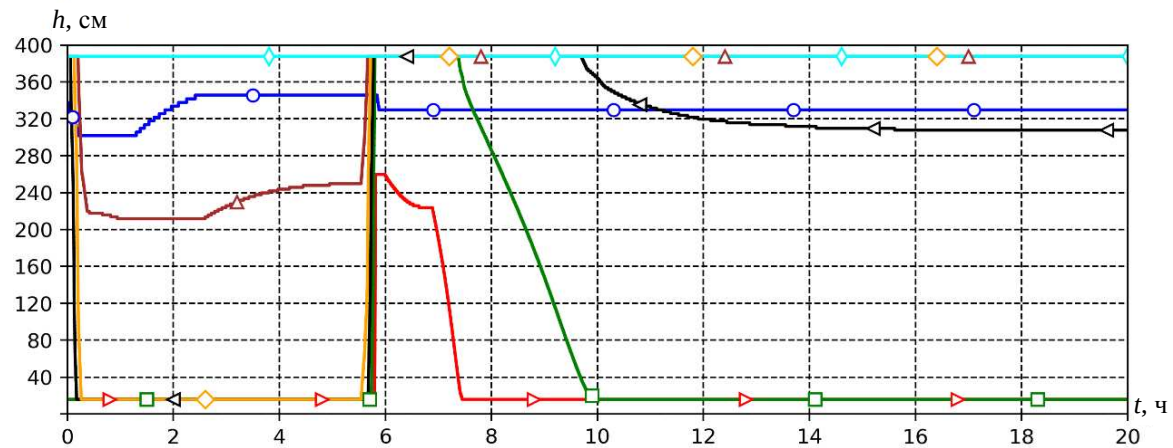


Рис. 9. Положение групп ОР СУЗ. Вариант 2: $\circ$ — 14-я группа; $\blacktriangleright$ — 13-я группа; $\square$ — 12-я группа; $\blacktriangleleft$ — 11-я группа; $\diamond$ — 10-я группа; $\triangle$ — 9-я группа; $\diamond$ — 1–8-я группы ОР СУЗ

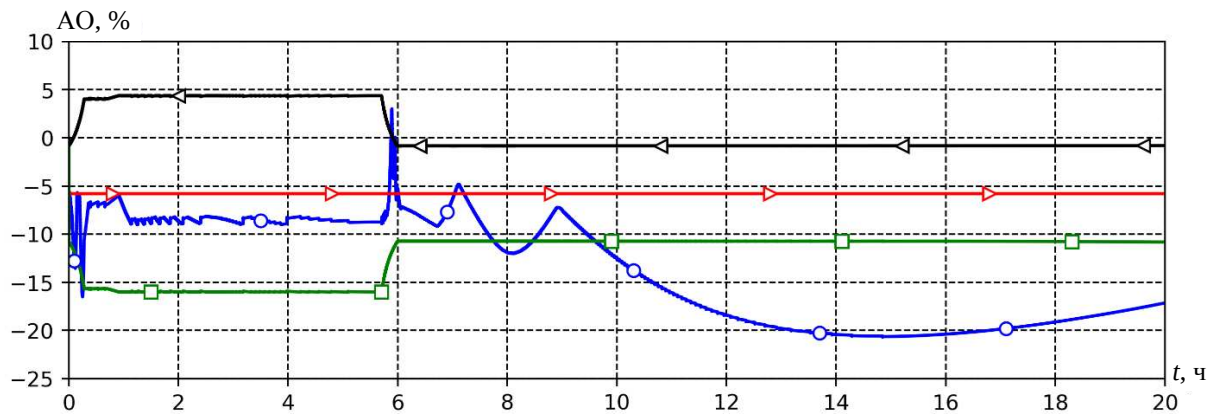


Рис. 10. Аксиальный офсет. Оптимизированный вариант 1: $\circ$ — аксиальный офсет; $\blacktriangleright$ — стационарный аксиальный офсет; $\square$ — нижняя граница рекомендуемой области; $\blacktriangleleft$ — верхняя граница рекомендуемой области

отравления, который компенсируется извлечением 9-й и 10-й группами ОР СУЗ. Движения 14-й группы ОР СУЗ не происходит, поскольку величина офсета не выходит за установленную нижнюю границу. Начало подъема мощности обеспечивается за счёт последовательного из-

влечения всех органов регулирования вплоть до 13-й группы и частичного подъема 14-й группы. Дальнейший процесс разотравления реактора требует ограничения мощности реактора за счёт ввода серых органов регулирования. После выхода на номинальную мощность зна-

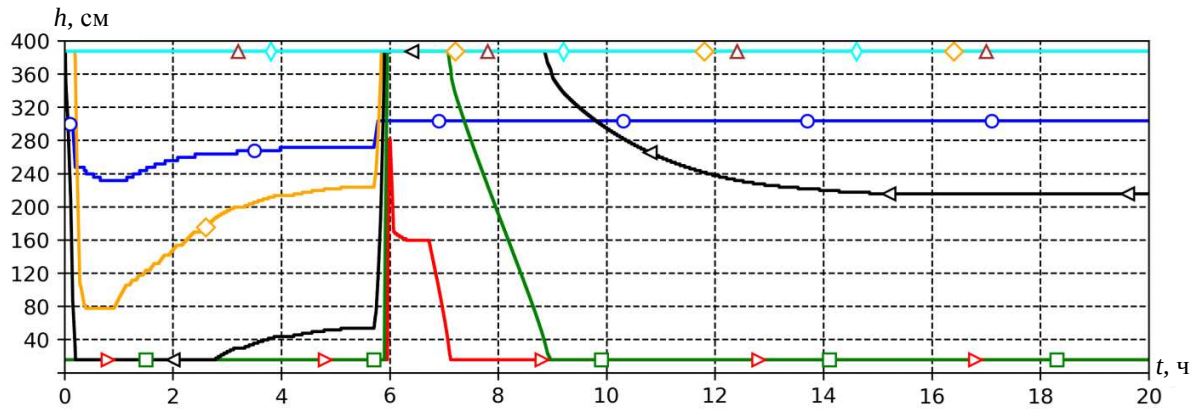


Рис. 11. Положение групп ОР СУЗ. Оптимизированный вариант 1: $\circ$ — 14-я группа; $\blacktriangleleft$ — 13-я группа; $\square$ — 12-я группа; $\blacktriangleleft$ — 11-я группа; $\diamond$ — 10-я группа; $\triangle$ — 9-я группа; $\diamond$ — 1—8-я группы ОР СУЗ

чение аксиального оффсета выходит за границы рекомендуемой области. Дальнейшее поддержание значения оффсета в заданном диапазоне затруднено вследствие погружения 11-й группы ОР СУЗ. Последующие действия должны быть направлены на стабилизацию ксеноновых процессов и возвращение реактора к исходному состоянию.

Второй вариант соответствует концу стационарной загрузки (см. рис. 8, 9). В этом случае при разгрузке 10-я и 11-я серые группы погружаются полностью, а черная 9-я группа ОР СУЗ погружается практически до середины активной зоны. Также в разгрузке участвует и 14-я группа ОР СУЗ. В результате аксиальный оффсет значительно снижается и его значение выходит за рекомендуемую область. На этапе выдержки значение оффсета возвращается в допустимую область, однако задача поддержания его близко к стационарному значению не выполнена. Аналогично предыдущему варианту после выхода реактора на номинальную мощность не удалось достичь удержания заданного значения аксиального оффсета.

Проведённые расчёты позволяют сделать ряд заключений. Во-первых, алгоритм в данном исполнении позволяет реализовать режимы маневрирования с заданной скоростью без водообмена и вмешательства оператора (вариант 1). Во-вторых, после выполнения манёвра и выхода реактора на номинальную мощность управление аксиальным оффсетом неэффективно, что требует оптимизации действий на данном этапе. В-третьих, нельзя утверждать, что алгоритм в данном исполнении может быть универсальным для любого исходного состояния РУ. Ввиду большого количества переменных и факторов, влияющих на управление мощностью и аксиальным оффсетом, целесообразно провести

ряд исследований на повышение универсальности алгоритма. Например, для варианта 1 дополнительно можно принять, что перехват 10-й и 11-й групп управления происходит на отметке 10% от высоты активной зоны при движении вниз и 50% — при движении вверх. В результате получим более эффективное удержание аксиального оффсета около стационарного состояния на этапе выдержки на пониженной мощности (амплитуда колебания оффсета меньше), что представлено на рис. 10, 11. При этом в регулировании мощности не участвует 9-я черная группа ОР СУЗ, что компенсируется большим погружением 14-й группы ОР СУЗ.

Также рассмотрен случай, в котором перехват между всеми группами управления происходит на середине активной зоны (50% высоты) при движении вниз и вверх. Результат такого изменения алгоритма для варианта 2 представлен на рис. 12, 13. Амплитуда колебаний аксиального поля энерговыделения существенно снизилась, и большую часть времени на выдержке величина оффсета находится около стационарного значения.

Оценка влияния принятых изменений на параметры активной зоны РУ

Наличие погружённых серых ОР СУЗ в активной зоне необходимо для компенсации ксеноновых процессов, что позволяет отказаться от борного регулирования, однако это приводит к необходимости применения компенсирующих мероприятий, так как, во-первых, вследствие паразитного поглощения нейтронов снижается длительность кампании; во-вторых, происходит перераспределение локального поля энерговыделения с ростом потвальной неравномерности в кассетах с ОР СУЗ и близле-

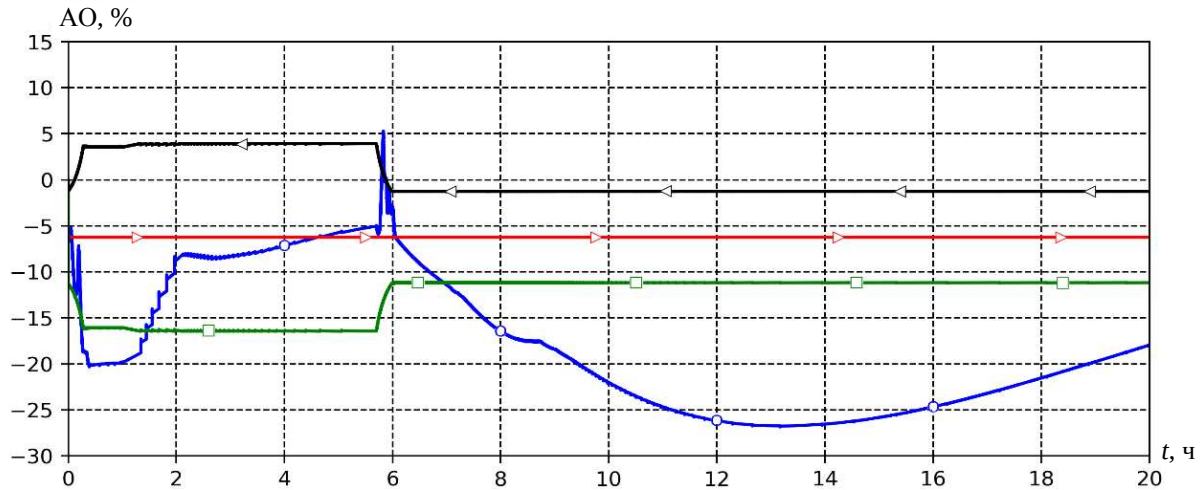


Рис. 12. Аксиальный офсет. Оптимизированный вариант 2: $\circ$ — аксиальный офсет; $\blacktriangleleft$ — стационарный аксиальный офсет; $\square$ — нижняя граница рекомендуемой области; $\blacktriangleleft$ — верхняя граница рекомендуемой области

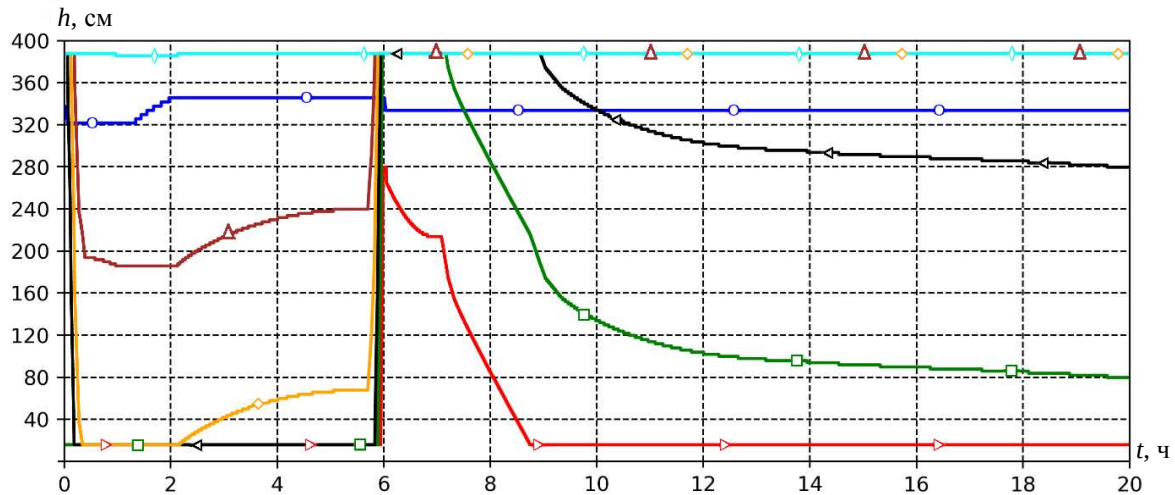


Рис. 13. Положение групп ОР СУЗ. Оптимизированный вариант 2: $\circ$ — 14-я группа; $\blacktriangleleft$ — 13-я группа; $\square$ — 12-я группа; $\blacktriangleleft$ — 11-я группа; $\diamond$ — 10-я группа; $\triangle$ — 9-я группа; $\diamond$ — 1—8-я группы ОР СУЗ

жащих ТВС; в-третьих, остаётся открытым вопрос о кондиционировании топлива в кассетах с серыми группами ОР СУЗ и возможными скачками линейной мощности в них.

Расчёт семи топливных кампаний показал, что снижение длительности топливного цикла не превышает 20 эффективных суток для каждой кампании. Поскольку подразумевается, что РУ будет работать в режимах маневрирования, то полученный результат компенсируется работой реактора на пониженном уровне мощности при разгрузке.

Потвальные расчёты стационарных состояний реактора с серыми ОР СУЗ показывают, что значение коэффициента неравномерности энерговыделения твэлов в активной зоне K_r , определяемого как отношение мощности твэла к средней мощности всех твэлов в активной зоне, существенно превышает допустимые значения

для начала кампании, тем не менее линейная мощность находится на допустимом уровне (рис. 14, 15). Вследствие погружения 12-й и 13-й групп поле энерговыделения смещается к центральным кассетам, тем самым повышается радиальная неравномерность активной зоны. На рис. 16, 17 представлены результаты потвальных расчётов K_r в активной зоне, а также в центральной кассете и в кассете с погружённой серой группой. В ТВС с наибольшими значениями K_r наиболее горячие твэлы располагаются около инструментального и направляющих каналов, что обусловлено уменьшением уран-водного соотношения в этой области.

Способы снижения неравномерности полей энерговыделения выходят за границы данной работы и рассматриваются в других работах. Очевидно, что решение данной задачи заклю-

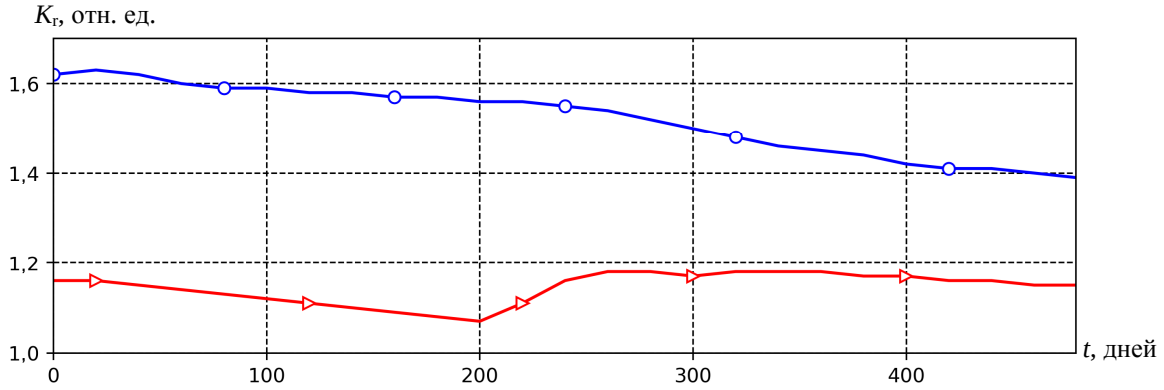


Рис. 14. Зависимость коэффициента потвэльной неравномерности K_t от выгорания для стационарной загрузки на номинальной мощности: $\circ$ — ТВЭЛ; $\blacktriangleright$ — ТВЭГ

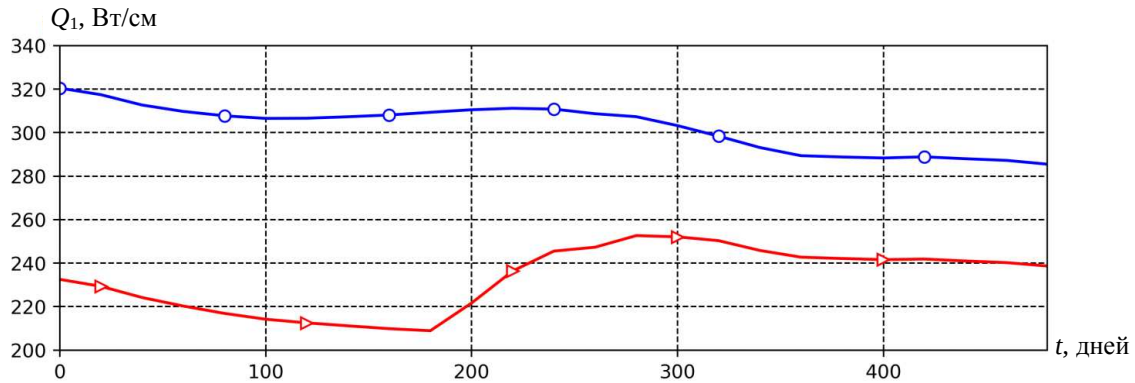


Рис. 15. Зависимость максимальной линейной мощности Q_1 от выгорания для стационарной загрузки на номинальной мощности: $\circ$ — ТВЭЛ; $\blacktriangleright$ — ТВЭГ

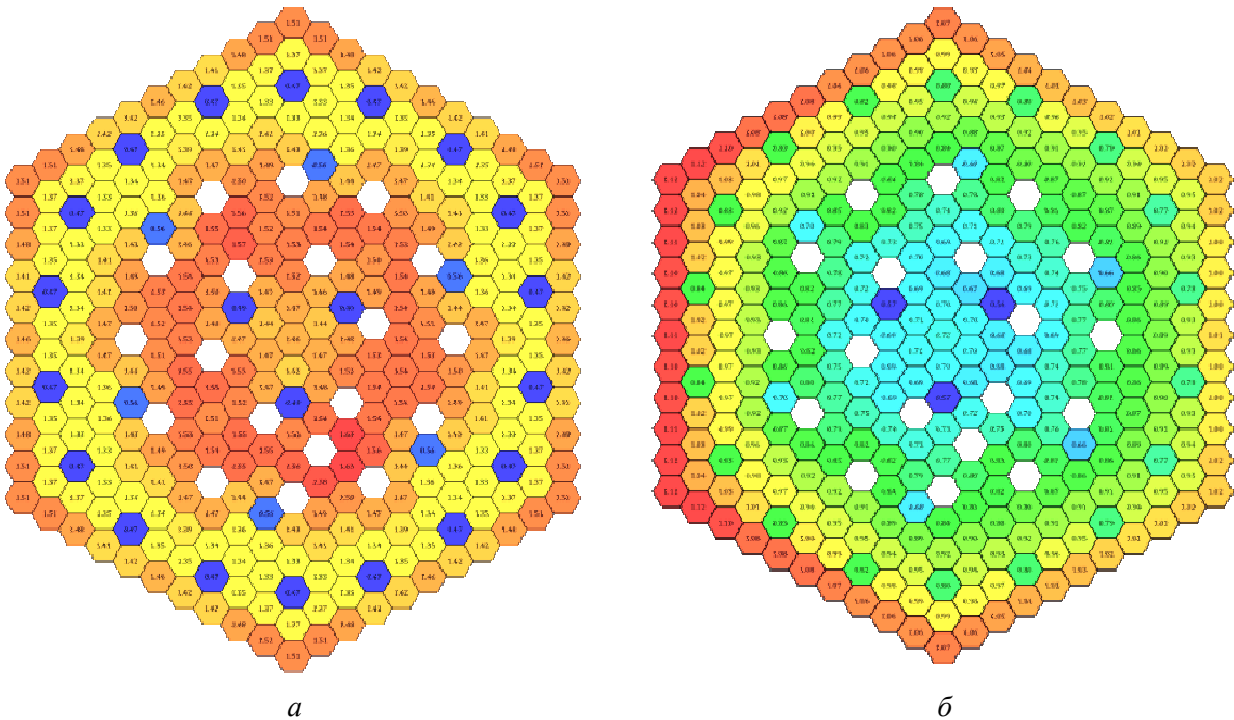


Рис. 16. Значения потвэльной неравномерности K_t в ТВС: *а* — центральная кассета; *б* — кассета с погружённой серой группой ОР СУЗ

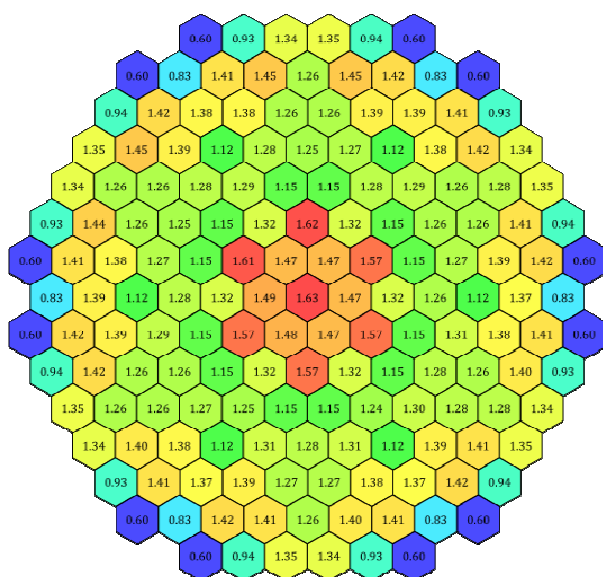


Рис. 17. Максимальные значения коэффициента потвэльной неравномерности K_T для начала стационарной загрузки

чается в снижении мощности твэлов, находящихся около направляющих каналов, и оптимизации расположения серых групп ОР СУЗ.

Для исследования скачков линейной мощности в ТВС с серыми ОР СУЗ необходимы потвэльная динамическая модель рассматриваемых кассет и детальное изучение процессов приработки топлива.

Результаты применения и выводы

Проведённые расчёты показали потенциальную возможность успешного выполнения графика поддержания мощности без нарушения пределов нормальной эксплуатации с использованием алгоритма MSHIM для РУ ВВЭР большой мощности. Использование данного алгоритма требует существенных изменений в проекте РУ в части активной зоны, АСУ ТП и регуляторов нормальной эксплуатации. Главным преимуществом метода является полная автоматизация процесса маневрирования без использования процессов водообмена и вмешательства оператора. Несмотря на недостатки модернизированного для РУ ВВЭР проекта “АЭС-2006” алгоритма MSHIM, выявлены закономерности и принципы эффективного управления мощностью реактора и аксиальными офсетам. На основе полученных результатов целесообразно провести дальнейшее развитие алгоритмов управления реактора в режимах маневрирования с последующей оптимизацией

и решением обнаруженных проблем. Полноценное обоснование эффективности модернизированного алгоритма необходимо провести на полноконтурной модели РУ. Также потребуются изучить влияние принятых изменений на безопасность проекта.

Список литературы

1. *Энергетическая стратегия развития Российской Федерации на период до 2035 года*. Утверждена распоряжением Правительства РФ от 9 июня 2020 г. № 1523-р.
2. **Шутиков А.В.** Новые технологии для решения задачи по увеличению доли атомной генерации в России до 25% к 2045 году. Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики. — В сб.: МНТК-2024. Москва, 18—19 сентября 2024 г.
3. **Филимонов П.Е., Семченков Ю.М., Малышев В.В., Долгополов Н.Ю., Поваров В.П., Гусев И.Н.** Испытания ВВЭР-1200 при эксплуатации в режиме суточного графика нагрузки на 6-м энергоблоке Нововоронежской АЭС. — Атомная энергия, 2020, т. 129, вып. 3, с. 123—129.
4. **Парфанович Д.М.** Аварии с возникновением самоподдерживающейся цепной реакции деления. Обзор. — Атомная техника за рубежом, 2000, № 12, с. 12—17.
5. **Borbála Szondy, Balázs Bodnár, Alain Grossetête, Thibaut Gain, Attila Aszódi.** Review of solutions developed for improving maneuvering flexibility in German, French and Russian PWRs targeting to explore future possibilities for the new VVER-1200 nuclear power plant units in Hungary. — Nuclear Engineering and Design, 2024, vol. 419, 112965.
6. **Masaaki Onoue, Tomohiro Kawanishi, William R. Carlson, Toshio Motita.** Application of MSHIM Core Control Strategy for Westinghouse AP1000 Nuclear Power Plant. — In: GENES4/ANP2003. Kyoto, Japan, Sept. 15—19, 2003, p. 1030.
7. **Migrov Yu., Volkova S., Yudov Yu., Danilov I., Korotaev V., Kut'in V., Bondarchuk B., Benediktov D.** KORSAR. A thermohydraulic code of the new generation for substantiating the safety of NPSs with VVER reactors. — Thermal Engineering, 2001, vol. 48, p. 736.
8. **Nikolaev A.L., Uvakin M.A., Antipov M.V., Makhin I.V., Sotskov E.V., Sharyi N.V.** Validation of the KORSAR/GP Code Based on the Results of Tests of Maneuvering Conditions of a VVER Reactor with an Extended Control Range. — Physics of Atomic Nuclei, 2024, vol. 86, p. 1863—1873.
9. **Дарьин Н.А., Николаев А.Л., Увакин М.А., Сотсков Е.В.** Применение расчетной схемы активной зоны с граничными условиями для ускоренного моделирования маневренных режимов на РУ ВВЭР. —

В сб.: X Международная научно-практическая конференция молодых ученых и специалистов атомной отрасли “КОМАНДА-2023”. Санкт-Петербург, 27—30 июня 2023 г.

10. **Risovany V.D., Varlashova E.E., Suslov D.N.** Dysprosium titanate as an absorber material for control rods. — Nuclear Engineering and Design, 2000, vol. 281, Issue 1, p. 84—89.

11. **Aver'yanova S.P., Vokhmyanina N.S., Zlobin D.A., Filimonov P.E., Kuznetsov V.I., Lagovskii V.B.** Offset-Cardinality Phase Diagram Method of Controlling Reactor Power. — Atomic Energy, 2017, vol. 121, № 3, p. 155—160.

Контактная информация —
Рябов Геннадий Андреевич,
инженер-конструктор 2 категории,
тел.: +7(4967)65-26-25,
e-mail: Uvakin_ma@grpress.podolsk.ru,
Увакин Максим Александрович,
заместитель начальника отдела,
начальник группы,
тел.: +7(4967)65-26-25,
e-mail: Uvakin_ma@grpress.podolsk.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 43—53.

Моделирование запроектных аварий с обезвоживанием бассейна выдержки отработавшего топлива РБМК

А.М. Осипов, В.В. Поляков, А.М. Федосов,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 20.08.2024

После доработки — 29.04.2025

Принята к публикации 29.04.2025

В статье представлены результаты анализа температурных режимов приреакторного бассейна выдержки отработавшего топлива РБМК в условиях аварии с длительной потерей его охлаждения и полным обезвоживанием вследствие экстремальных внешних или внутренних воздействий, повлекших также и полное обесточивание энергоблока. Определено время достижения критериев приемлемости по температуре оболочек твэлов и температуре бетонных стен бассейна выдержки. Рассмотрено применение мобильной аварийной техники в условиях такой аварии.

Ключевые слова: бассейн выдержки отработавшего топлива, обезвоживание, температурный режим, авария с полным обесточиванием, критерии приемлемости, противоаварийная мобильная техника.

Simulation of Beyond-Design-Basis Accidents Involving RBMK Spent Fuel Pool Dryout. A.M. Osipov, V.V. Polyakov, A.M. Fedosov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

This paper analyzes temperature modes that may occur in RBMK-1000 onsite spent fuel pools in case of beyond-design-basis accidents involving long-term loss of cooldown and complete core dryout coupled with NPP blackout under extreme external or internal impacts. This paper also determines the time to achieve acceptability criteria based on temperatures of both fuel cladding and concrete walls of the spent fuel pool, and considers the application of mobile emergency equipment in such conditions.

Key Words: spent fuel pool, dryout, temperature mode, blackout accident, acceptability criteria, mobile emergency equipment.

EDN: EIVANF

Введение

Произошедшая в 2011 г. авария на японской АЭС “Фукусима-1” [1] продемонстрировала необходимость повышения устойчивости АЭС к воздействию редких природных и техногенных событий, последствия которых превышают значения, принятые в проектах АЭС с РБМК первого и второго поколения. Помимо непосредственно активной зоны реактора, потенциальную опасность с точки зрения ядерной безопасности представляют также приреакторные бассейны выдержки отработавшего ядерного топлива (БВ ОЯТ), расположенные в непосредственной близости от активной зоны реактора и служащие временным хранилищем выгружаемого из реактора ядерного топлива.

В условиях аварии с полным обесточиванием с потерей электропитания собственных нужд энергоблока, аналогичной фукусимской, попадающей в разряд запроектных согласно перечню из НП-061-05 [2], к наиболее тяжёлым последствиям приводит полное обезвоживание БВ ОЯТ, которое может повлечь за собой разогрев ядерного топлива остаточным энерговыделением до температур, превышающих крите-

рий приемлемости оболочек твэлов, что приведёт к разгерметизации топлива и выходу радиоактивных веществ в окружающую среду.

Для повышения устойчивости энергоблоков РБМК при аварии с полным обесточиванием с потерей электропитания собственных нужд станции на каждый энергоблок поставлены средства противоаварийной мобильной техники — передвижные дизель-генераторные и насосные установки, позволяющие либо подключить некоторое количество штатных станционных насосов, либо непосредственно подавать воду из специальных ёмкостей или природных источников воды в активную зону реактора или в приреакторный БВ.

В настоящей статье рассматриваются сценарии развития запроектных аварий (ЗПА) в приреакторном БВ РБМК, связанных с длительной потерей его охлаждения и полным быстрым обезвоживанием вследствие экстремальных внешних или внутренних воздействий, повлекших также и полное обесточивание с потерей электропитания собственных нужд станции. При этом определяются времена достижения критериев приемлемости по температуре оболочек твэлов и температуре бетон-

ных стен БВ. Также рассмотрен сценарий с охлаждением стен БВ с применением средств мобильной техники.

Описание приреакторного БВ

Каждый энергоблок РБМК имеет два приреакторных БВ. БВ ОЯТ на АЭС с реакторной установкой (РУ) РБМК представляет собой бетонный отсек длиной 10,3 м, шириной 4,2 м и глубиной 17,2 м. Сверху бассейн перекрыт металлическими листами (щелевое перекрытие) для ограничения выхода пара и радиоактивных газов в обслуживаемый персоналом зал РУ — центральный зал (ЦЗ). Щелевое перекрытие блокируется крышками, а из надводного пространства производится вытяжка воздуха с очисткой его на аэрозольных фильтрах и дальнейшим выбросом в атмосферу через вентиляционную трубу высотой 150 м. БВ заполнены химобессоленной водой. Высота воздушного пространства над водой до щелевого перекрытия составляет $\sim 0,6$ м. Объём воды в одном бассейне принимается равным $V \approx 700 \text{ м}^3$. Над активной частью отработавших тепловыделяющих сборок (ОТВС), хранимых в БВ, толщина защитного слоя воды (одного из элементов биологической защиты) составляет $\sim 8,4$ м, что значительно больше минимально допустимого, равного 3,2 м. Номинальный уровень воды в отсеках бассейна поддерживается системой заполнения и подпитки. Температура воды не выше 50 °С поддерживается системой охлаждения БВ, обеспечивающей также подачу воды на очистку от радиоактивных и механических загрязнений. Стены и днище БВ облицованы нержавеющей сталью. Толщина стен и днища БВ является биологической защитой для персонала АЭС.

Существует несколько вариантов размещения ОТВС в БВ как в пеналах, развешенных на балках щелевого перекрытия, так и без пеналов. В настоящей статье рассматривается вариант уплотнённого размещения ОТВС беспенально-го хранения (рис. 1), позволяющий хранить в одном отсеке более 2000 ОТВС.

Критерии приемлемости

Для упрощения и наглядности анализ целостности барьеров безопасности проводится путём сравнения основных характеристик с некоторыми пороговыми значениями, которые называются критериями приемлемости. По сути это проектные пределы для проектных ава-

рий, выбранные с таким консервативным запасом, что непревышение критерия в анализе гарантирует сохранение целостности барьера безопасности.

Критерии приемлемости для анализа за проектной аварии на приреакторном БВ назначались, исходя из условий ограничения выхода активности за пределы барьеров безопасности (топливной матрицы и оболочек твэлов).

Помимо механического воздействия на ОТВС, способного привести к разгерметизации оболочек твэлов, при превышении температуры 700 °С возможна потеря их герметичности под действием внутреннего давления газов.

Для реакторных условий принят критерий приемлемости для температуры оболочек твэлов 700 °С, который обоснован в Отчёте по углублённой оценке безопасности (ОУОБ) всех энергоблоков АЭС с реакторами РБМК. При этом оболочки сохраняют свою герметичность, по крайней мере, в случае не очень длительных процессов (минуты, часы). Как показывает статистическая обработка экспериментальных данных по разрушению имитаторов твэлов [5], заметное разрушение твэлов (несколько десятков на один отсек) наблюдается при длительных сроках выдержки при температуре более 650 °С. Для приреакторных БВ ОЯТ принят пониженный критерий приемлемости 600 °С, что связано с сохранением несущей способности центрального стержня ТВС.

При температуре бетонных конструкций бассейнов 300 °С и выше может произойти потеря их устойчивости, что приведёт к их последующему разрушению и механическому повреждению твэлов. Данный критерий является дополнительным, так как при температуре 300 °С только начинается процесс дегидратации бетона [6]. Однако достижение температуры 300 °С ещё не приводит к мгновенной потере прочности конструкций БВ, так как, во-первых, процесс дегидратации бетона при этой температуре идёт достаточно медленно и, во-вторых, температура 300 °С достигается не по всей толщине стен и днища БВ. Критерий 300 °С является консервативным и используется для того, чтобы определить допустимую временную задержку подачи охлаждающей воды на металлооблицовку стен осушенного БВ от системы мобильной противоаварийной техники.

Система орошения стен БВ от мобильных дизельных передвижных насосов внедрена на всех энергоблоках с реакторами РБМК-1000.

При температуре металлических конструкций щелевого перекрытия выше 400 °С воз-

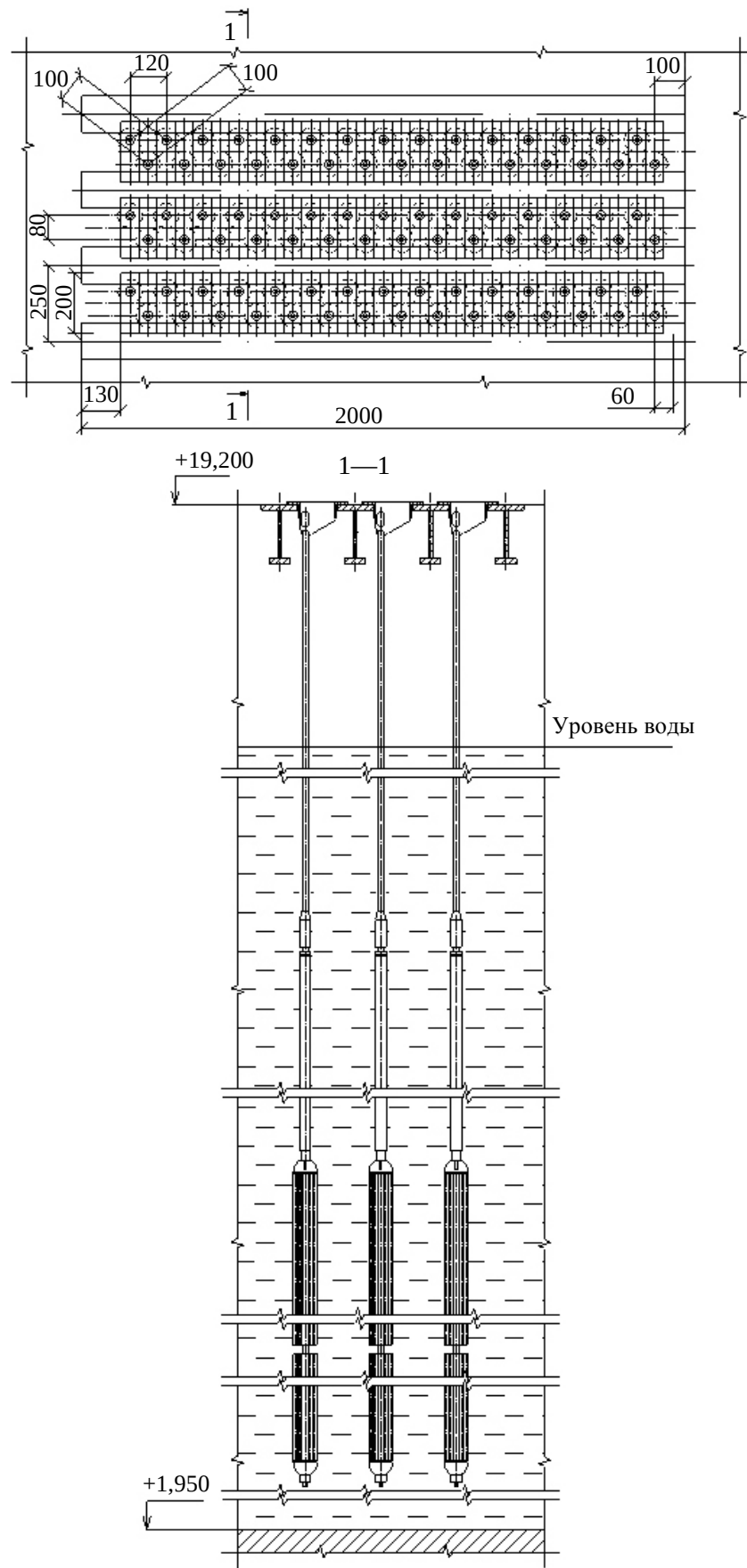


Рис. 1. Беспенальное хранение ОТВС с установкой ОТВС на балки щелевого перекрытия на специальных облегчённых подвесках со скобой под захват по треугольной решётке с шагом 100×100×120 мм

можно потеря механической устойчивости консолей [7], что может привести к падению ОТВС на дно БВ, повреждению оболочек твэлов и выходу газообразных продуктов деления.

Стоит отметить ещё один механизм разрушения оболочек твэлов, а именно пароциркониевую реакцию, которая заметно ускоряется, начиная с температуры 800 °С [8], а при температуре 1000 °С и выше тепловыделение в результате реакции окисления циркония в паре становится вполне соизмеримым с остаточным тепловыделением в топливе.

Таким образом, при оценке последствий аварии выделяются следующие критерии приемлемости:

- температура бетона 300 °С, при длительном воздействии которой бетон теряет свои прочностные свойства, т.е. со временем может быть потеряна несущая способность дна и стен БВ;

- температура металлических конструкций щелевого перекрытия 400 °С, при которой происходит потеря несущей способности консолей щелевого перекрытия;

- температура оболочки твэлов 600 °С, при достижении которой возможна потеря несущей способности центрального стержня ТВС;

- температура оболочек твэлов 700 °С, при достижении которой оболочки твэлов в ОТВС с проектным выгоранием топлива теряют герметичность от внутреннего давления газов [9];

- температура оболочек твэлов 800 °С, при которой при наличии водяного пара происходит заметное ускорение пароциркониевой реакции.

Рассматриваемые сценарии аварии

Рассматриваются следующие сценарии аварии с обезвоживанием приреакторного БВ отработавшего топлива РУ РБМК-1000:

- медленное обезвоживание;

- быстрое обезвоживание, включая:

- аварийный процесс без реализации противоаварийных действий;

- аварийный процесс с учётом применения мобильной противоаварийной техники для орошения водой стен БВ.

Моделирование пароциркониевой реакции в представленных далее материалах не проводилось, так как в ходе сценария с “быстрым обезвоживанием” пара нет ввиду отсутствия воды, в “медленном обезвоживании” значимый уровень температур достигается на очень

больших временных интервалах, а при реализации противоаварийных действий значимый уровень температур не достигается вовсе.

Несмотря на то, что в соответствии с результатами из [10] достижения температуры плавления топлива (2800 °С) не ожидается, рассматриваемые в статье аварии входят в перечень ЗПА для БВ РБМК, а также в “Примерный перечень запроектных аварий” в соответствии с НП-061-05. При этом в отличие от [10] в настоящей статье при рассмотрении аварийного режима БВ впервые был учтён теплообмен за счёт излучения и конвекции.

Описание расчётной схемы

Расчётная модель приреакторного БВ разработана с помощью расчётного кода RELAP5/mod3.2 [3] (далее — RELAP5). Данная модель предназначена для расчётов процесса разогрева обезвоженного БВ и процесса выкипания воды при аварийно обесточенной системе охлаждения. В качестве механизмов передачи тепла используется конвективный и радиационный теплообмен между ОТВС, стенами, потолком и щелевым перекрытием БВ, а также стенами и потолком ЦЗ. Вместимость отсека БВ в варианте уплотнённого хранения ОЯТ принята равной 2000 шт. Используемые в расчётах значения мощности ОТВС — 250, 375, 500 и 650 Вт (500, 750, 1000 и 1300 кВт — суммарная мощность БВ соответственно) выбраны с учётом возможного увеличения мощности БВ во время эксплуатации энергоблока, проведения ремонтных работ, а также возможного увеличения мощности БВ в случае аварийной выгрузки ОТВС из реактора.

Расчётная схема БВ. На рис. 2 показана нодализационная схема БВ и воздушных объёмов ЦЗ.

Тепловыделяющие сборки разбиты по высоте на 10 участков и моделируются тепловыми структурами 1-01—1-10 и 2-01—2-10 для правого и левого массива ОТВС, разделённого центральным транспортировочным каналом. Элементы подвесок разного сечения представлены тепловыми структурами 5-01—5-04, 7-01—7-09 и 6-01—6-04, 8-01—8-09.

Стены БВ моделируются тепловыми структурами 3001-01—3001-25 и 4001-01—4001-25, пол и щелевое перекрытие — 1001-01—1001-05 и 2001-01—2001-05 соответственно, стены и потолок ЦЗ — 5001-01—5001-06 и 7001-01—7001-03 соответственно.

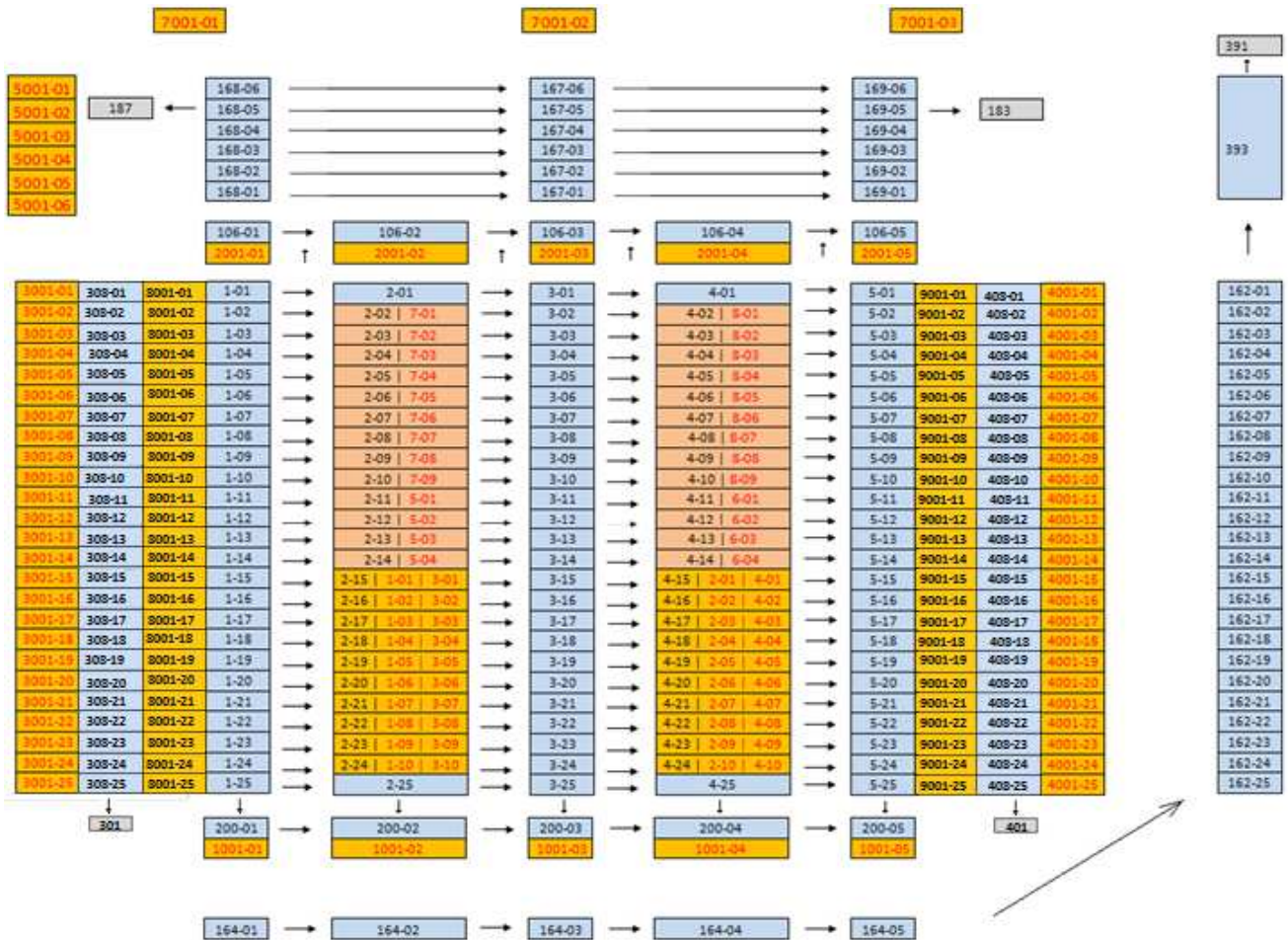


Рис. 2. Нодализационная схема бассейна выдержки и ЦЗ: — граничные объёмы; — гидравлические элементы; — тепловые структуры

Каналы 1(25), 2(25), 3(25), 4(25), 5(25) и 200(5) моделируют объём воздуха в БВ, элементы 106(5), 167(6), 168(6), 169(6) — объёмы воздуха ЦЗ. Каналы 106 и 200 моделируют пространство непосредственно над щелевым перекрытием и дно БВ соответственно.

Для моделирования процесса плёночного охлаждения стенок БВ введены “фиктивные” тепловые структуры 8001-01—8001-25 и 9001-01—9001-25 (тонкая стенка с малой теплоёмкостью и большой теплопроводностью со степенью черноты 0,95). Они служат для моделирования конвективного и лучистого теплообмена между теплоносителем, идущим на аварийное охлаждение стен БВ, и массивом ОТВС. Прямого попадания воды на ОТВС не происходит. Для осуществления расхода теплоносителя на плёночное охлаждение стен используются объёмы 308(25) и 408(25).

От пространства БВ через тепловые структуры тепло отводится к гидродинамическим объёмам 164(5) и 162(25). Давление в этих объёмах создаётся высотой воздушного столба, равной высоте потолка ЦЗ.

В исходном состоянии температура воды в отсеках БВ не превышает 50 °С. В расчётах предполагается, что температура всех внутренних поверхностей БВ в исходном состоянии имеет ту же величину. Температура и давление в граничных объёмах составляют 20 °С и 101 325 Па соответственно. На внешней границе тепловых структур ЦЗ заданы коэффициент теплоотдачи 5 Вт/(м²·К) и постоянная температура 20 °С.

Описание модели излучения. При аварийном осушении БВ возможен разогрев топлива до высоких температур, при которых теплообмен излучением будет носить определяющий характер. Расчёт угловых коэффициентов для моделирования лучистого теплообмена проводился для каждой аксиальной ячейки тепловых структур (ОТВС и подвески, стены и щелевое перекрытие БВ, стены и верхнее перекрытие ЦЗ). Моделировалась полная матрица системы излучательных поверхностей. Значение угловых коэффициентов рассчитывалось в плоском приближении по методу “натянутых нитей” [4]:

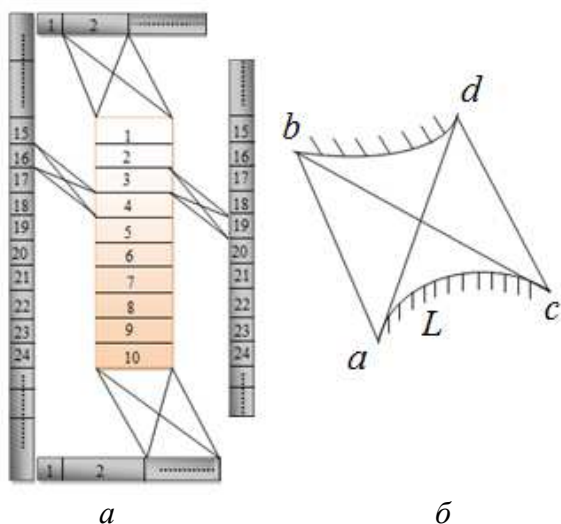


Рис. 3. Схема метода “натянутых нитей”: *a* — применительно к тепловым структурам расчётной модели; *b* — общий случай

$$\varphi_{1 \rightarrow 2} = \frac{1}{2L}((ad + cb) - (ab + cd)).$$

Принцип применения метода для модели RELAP5 представлен на рис. 3.

При расчёте угловых коэффициентов учитывалось, что прямое излучение ОТВС на стену снижается при удалении ОТВС к центру БВ за счёт расположения отработавших кассет в треугольной решётке в случае уплотнённой схемы хранения. Количество рядов ОТВС, имеющих возможность прямого просвета на стену БВ, оценивается четырьмя первыми рядами. Ряды ОТВС большего порядка участвуют в лучистом теплообмене со стенами только путём переизлучения. Схема модели излучения для БВ представлена на рис. 4.

Различные аспекты моделирования процесса обезвреживания систем с внутренними источниками тепла и верификация результатов моделирования рассмотрены в предыдущих статьях авторов [11, 12].

Результаты и обсуждение

Длительный разогрев ОТВС в БВ. Сценарий аварии:

- в начальный момент времени БВ работает в нормальном режиме (температура воды 50 °С);
- происходит отключение системы охлаждения воды в БВ;
- вода в БВ начинает нагреваться до температуры насыщения;
- по мере выкипания уровень воды в БВ снижается, оголяя активную часть ОТВС;
- происходит разогрев ОТВС и элементов конструкции БВ.

На рис. 5 представлены кривые, отражающие изменение значения уровня воды в БВ и максимальной температуры оболочек твэлов ОТВС, а также максимальной температуры металлооблицовки, внешней поверхности стен БВ и средней температуры бетона. Данный расчёт

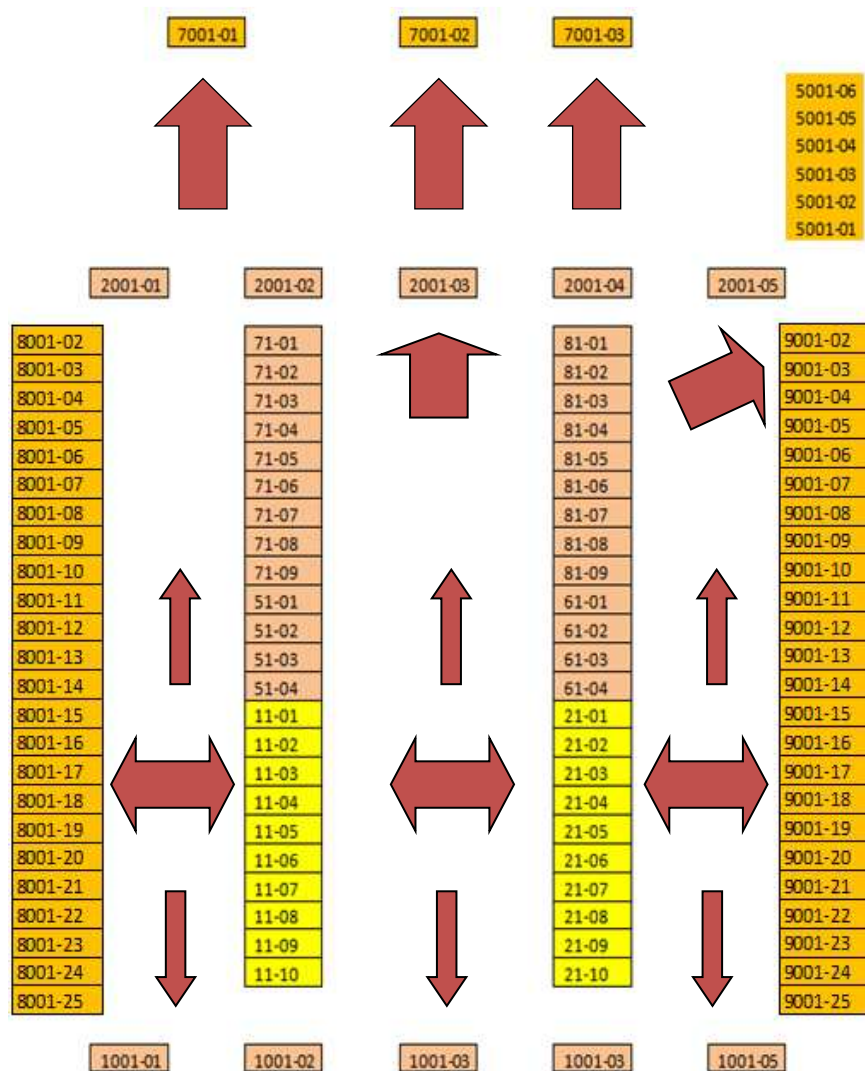


Рис. 4. Схема модели излучения для БВ

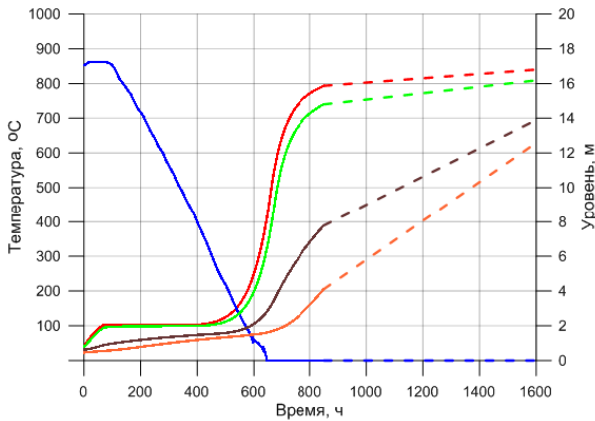


Рис. 5. Изменение уровня воды (от низа БВ), максимальной температуры оболочек твэлов, металлооблицовки, внешней поверхности стен и средней температуры бетона стен БВ при энерговыделении в БВ 1000 кВт (пунктиром изображён экстраполированный рост температуры до оцененного стационарного значения ~ 955 °С): — температура оболочки твэла; — уровень воды в БВ; — температура внутренней стенки БВ; — температура внешней стенки БВ; — средняя температура бетона стенки БВ

проведён для величины средней мощности ОТВС, равной 500 Вт. Таким образом, суммарная мощность ОТВС, находящихся в БВ, составляет 1000 кВт.

Процесс изменения максимальной температуры ОТВС при разогреве воды в БВ можно разделить на характерные стадии:

1. Совместный нагрев поверхности ОТВС и воды в БВ до температуры насыщения в течение 70 ч;
2. Снижение уровня воды до верха ОТВС через 450 ч (~ 19 сут);
3. Полное испарение воды из БВ через 650 ч (~ 27 сут);
4. Дальнейший разогрев обезвоженного БВ.

Температура оболочек твэлов достигает 600 °С через 680 ч (на 29-е сут) от момента исходного состояния. Значение критерия приемлемости по температуре оболочек твэлов (700 °С) достигается через 725 ч (на 31-е сут) от начала аварии. Температура катализации парциркулированной реакции (800 °С) достигается через ~ 900 ч (на 38-е сут). Температура консолей щелевого перекрытия БВ достигает 400 °С через 650 ч (на ~ 27 -е сут). При этом внутренняя поверхность БВ нагревается до 300 °С через 621 ч (на 26-е сут) процесса, внешняя поверхность — через 1010 ч (на ~ 42 -е сут), а средняя температура бетона 300 °С достигается через 767 ч (на 32-е сут).

Анализ аварии с длительной потерей охлаждения приреакторного БВ показал возможность

разрушения стен БВ, потери несущей способности консолей щелевого перекрытия, падения ОТВС, потери целостности оболочек твэлов и выхода радиоактивных продуктов деления в случае отсутствия каких-либо управляющих мер в течение длительного периода времени (не менее 620 ч).

Быстрое обезвоживание БВ. В рассматриваемом сценарии предполагается, что в начальный момент времени происходит быстрое обезвоживание БВ в результате нарушения целостности стен БВ из-за внутреннего или внешнего воздействия повышенной интенсивности. Наблюдается разогрев компонентов БВ за счёт остаточного энерговыделения ОТВС.

На рис. 6 приведены значения максимальной температуры металлооблицовки и внешней поверхности стен БВ в процессе разогрева обезвоженного хранилища для четырёх значений средних мощностей ОТВС: 250 Вт (мощность БВ 500 кВт), 375 Вт (мощность БВ 750 кВт), 500 Вт (мощность БВ 1000 кВт), 650 Вт (мощность БВ 1300 кВт).

В табл. 1 представлено время достижения критериев приемлемости для рассмотренных вариантов разогрева обезвоженного БВ.

Анализ аварии с полным обезвоживанием БВ с использованием средств противоаварийной мобильной техники. В случае аварии с

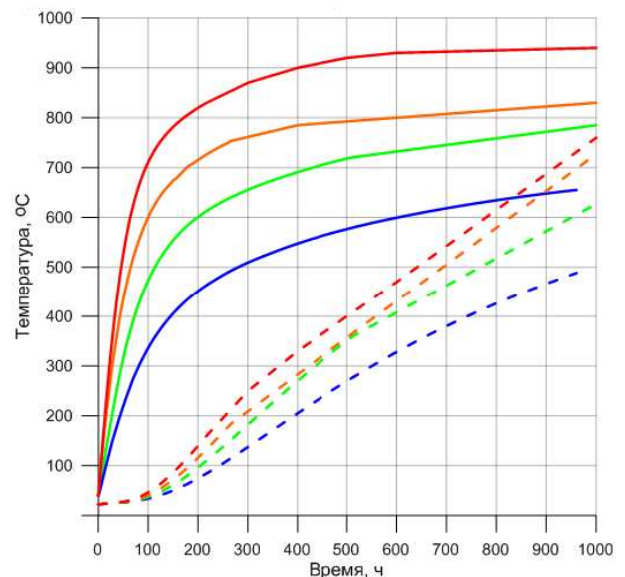


Рис. 6. Максимальная температура металлооблицовки и внешней поверхности стен БВ для различных суммарных мощностей ОТВС: — внутренняя (1300 кВт); — внутренняя (1000 кВт); — внутренняя (750 кВт); — внутренняя (500 кВт); — — — внешняя (500 кВт); — — — внешняя (750 кВт); — — — внешняя (1000 кВт); — — — внешняя (1300 кВт)

Таблица 1. Время достижения критериев приемлемости

Мощность БВ, кВт	Время достижения температуры, ч			Время разогрева ОТВС, ч		
	внутренней поверхности стены БВ 300 °С	внешней поверхности стены БВ 300 °С	металлических конструкций ще- левого перекры- тия 400 °С	до 600 °С	до 700 °С	до 800 °С
1300	~23	~350	~36	~40	~64	~175
1000	~28	~410	~55	~66	~115	~600
750	~46	~435	~91	~126	~295	~1100
500	~75	~550	~226	~440	>1000	—

полным обесточиванием энергоблока вода в оросительную систему БВ подаётся при помощи передвижных насосных установок (ПНУ) по специальному аварийному трубопроводу либо из заранее заполненных промежуточных резервуаров, либо непосредственно из неисчерпаемых природных источников. Оросительная система представляет собой перфорированную трубу, проложенную вдоль стен БВ. Диаметр и шаг отверстий исключают образование просветов при охлаждении металлооблицовки стен БВ плёнкой воды. При этом для успешного орошения БВ необходим расход $82 \text{ м}^3/\text{ч}$ на энергоблок. Время разворота ПНУ составляет 3 ч. Как видно из рис. 6, за 3 ч после аварии разогрев ОТВС и стен БВ незначителен и должен быстро компенсироваться подаваемой водой. Поэтому полезно определить эффективность использования аварийного охлаждения стен БВ на момент достижения максимальной температурой оболочек твэлов значения 600 °С (потеря несущей способности центрального стержня ТВС). В расчётах будем предполагать, что при достижении критериев приемлемости по температуре бетона стен БВ (300 °С) и температуре металлоконструкций щелевого перекрытия (400 °С) существенного изменения геометрии системы не происходит.

Также предполагается, что объём БВ продолжает оставаться обезвоженным в течение всего времени подачи воды на орошение стен, т.е. вода, подаваемая на подпитку БВ ($3 \text{ м}^3/\text{ч}$) и идущая на орошение стен, удаляется из объёма БВ через образованную в результате внешне-го/внутреннего воздействия щель, являющуюся основной причиной ухода бассейновых вод. Температура охлаждающей воды принята равной 20 °С . Расход воды, поступающей на орошение стен, составляет $\sim 42 \text{ м}^3/\text{ч}$ на один БВ.

Процесс нагрева и охлаждения стен БВ и ОТВС для различного уровня мощности представлен на рис. 7 (от начала разогрева до установившейся температуры оболочек твэлов и стенок).

Результаты расчёта аварии с обезвоживанием приреакторного БВ с учётом плёночного охлаждения стен хранилища представлены в табл. 2.

Выводы

В данной статье представлены результаты анализа температурных режимов в приреакторных БВ отработавшего топлива РУ РБМК-1000 при:

- медленном обезвоживании;
- быстром обезвоживании, включая:
 - расчёт аварийного процесса без реализации противоаварийных действий;
 - применение мобильной противоаварийной техники для орошения стен БВ.

В результате медленного обезвоживания бассейна выдержки суммарной мощностью ОТВС 1000 кВт снижение уровня воды в БВ до верха ОТВС происходит за 450 ч ($\sim 19 \text{ сут}$), а полное осушение — за 650 ч (27 сут). Критерий приемлемости по температуре оболочек твэлов (700 °С) достигается к 725-му ч ($\sim 31\text{-м сут}$) после аварии, а средняя температура бетонных стен БВ достигает своего критерия приемлемости 300 °С к 767-му ч ($\sim 32\text{-м сут}$).

Проведённые расчёты разогрева быстро обезвоженного БВ для четырёх значений суммарной мощности ОТВС — 1300 , 1000 , 750 и 500 кВт показали, что время достижения оболочками твэлов температуры 700 °С составляет 64 ч ($2,7 \text{ сут}$), 115 ч ($\sim 4,8 \text{ сут}$), 295 ч ($\sim 12 \text{ сут}$) и более 1000 ч (более 41 сут) соответственно. Температура бетона (внутренней поверхности стены БВ) достигает 300 °С через 23 , 28 ч (на 2-е сут), 46 ч (через 2 сут) и 75 ч (на 4-е сут) соответственно. Анализ аварии с разогревом обезвоженного приреакторного БВ без принятия мер по управлению показал возможность разгерметизации оболочек твэлов и выхода газообразных продуктов деления.

Применение средств противоаварийной мобильной техники, а именно мотопомп

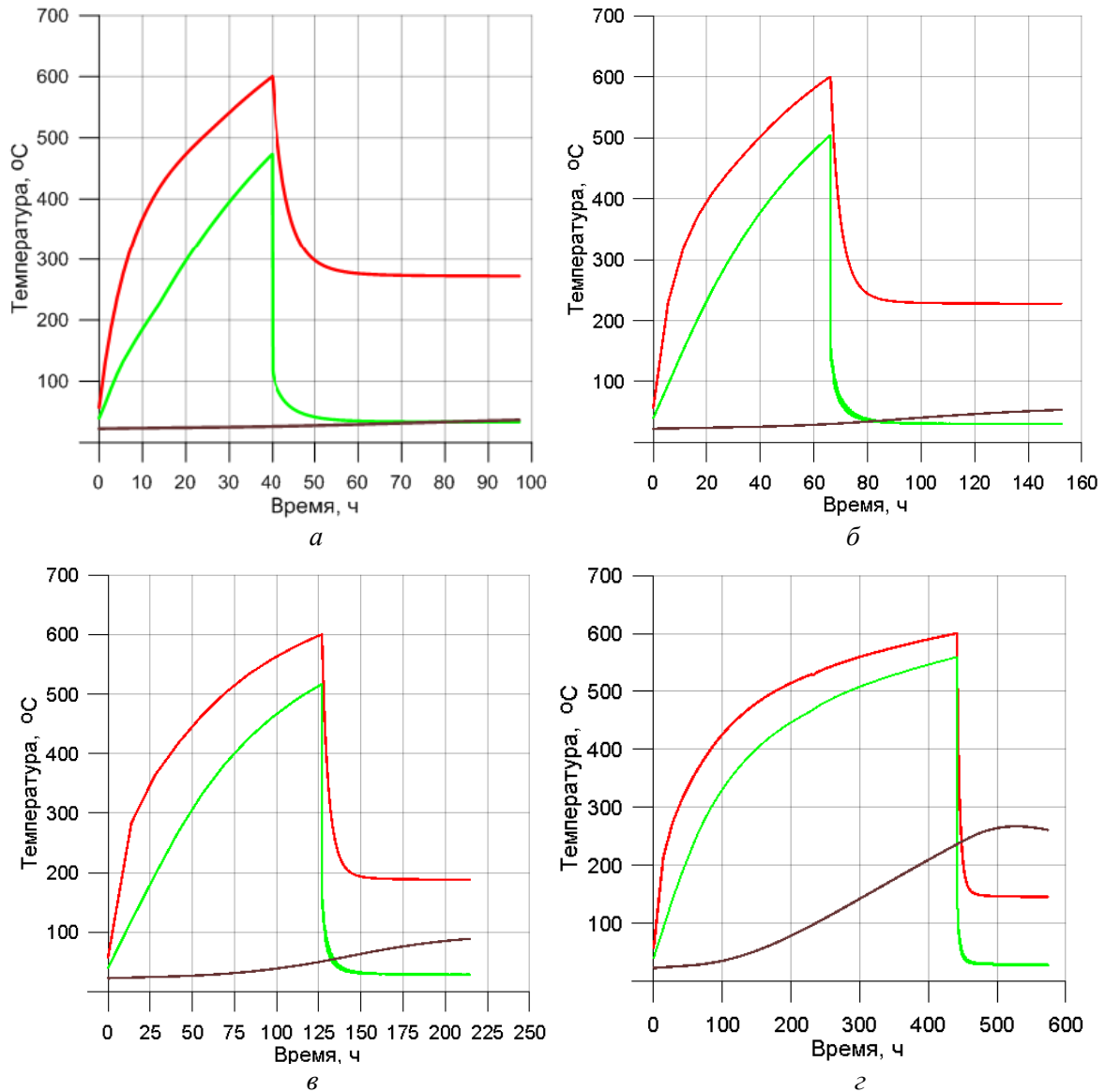


Рис. 7. Процесс нагрева и охлаждения обезвоженного БВ с использованием противоаварийной мобильной техники, мощность ОТВС 1300 (а), 1000 (б), 750 (в), 500 кВт (г): — оболочки твэлов, левая половина; — внутренняя стена левая; — внешняя стена левая

ПНУ 1000/50 или ПНУ 150/120 для плёночного охлаждения стен БВ в качестве меры по управлению аварией является эффективным способом ограничения роста температуры в обезвоженном БВ. Расчёты показывают, что даже при позднем начале охлаждения (за время начала подачи воды на орошение стен БВ было принято время достижения максимальной температурой оболочек твэлов значения 600 °С) температура оболочек твэлов снижается с 600 до 145—272 °С (в зависимости от суммарной мощности ОТВС).

Однако несмотря на то, что температура внешней поверхности бетонных стен БВ не достигает критических величин при позднем начале охлаждения стен БВ, на момент дости-

жения оболочками твэлов температуры 600 °С внутренняя поверхность стен имеет температуру существенно выше 300 °С. В этом случае происходит ухудшение несущей способности в местах заделки закладных элементов металлоконструкций щелевого перекрытия, что может привести к их обрушению и, как следствие, повреждению ОТВС, разгерметизации оболочек твэлов и выходу газообразных продуктов деления. Поэтому в качестве управляющих действий по снижению последствий аварии с полным обезвоживанием приреакторного БВ стоит определить необходимость использования системы аварийного охлаждения стен БВ в течение первых суток аварийного процесса. Подобные меры позволят сохранить несущую спо-

Таблица 2. Результаты расчёта аварии с обезвоживанием приреакторного БВ с учётом плёночного охлаждения стен хранилища

Параметр	Результат расчёта			
Мощность ОТВС, кВт	500	750	1000	1300
Максимальная температура оболочек твэлов на момент начала охлаждения, °С	600	600	600	600
Время начала охлаждения стен БВ, ч	440	127	66	40
Максимальная температура внутренней поверхности стен БВ на начало охлаждения, °С	559	517	503	473
Максимальная температура внешней поверхности стен БВ на начало охлаждения, °С	235	51	30	26
Время снижения температуры внутренней поверхности стен БВ до 150 °С, мин	73	19	10	3
Конечная максимальная температура оболочек твэлов, °С	145	188	227	272
Конечная максимальная температура внутренней поверхности стен БВ, °С	28	29	30	33
Конечная максимальная температура внешней поверхности стен БВ, °С	260 ¹	89	53	36
Длительность охлаждения, ч	75	46	50	30

¹Эта температура достигнута к моменту окончания расчёта. При дальнейшей подаче воды она будет снижаться.

способность бетонных стен, а также консолей щелевого перекрытия приреакторного БВ и предотвратить разгерметизацию оболочек твэлов.

Список литературы

1. *The Fukushima Daiichi accident*. — Vienna: International Atomic Energy Agency, 2015.
2. *Правила безопасности при хранении и транспортировании ядерного топлива на объектах использования атомной энергии*. НП-061-05.
3. *The RELAP5 Code Development Team, RELAP5/MOD3 Code Manual, Volume I—VI, Code Structure, System Models, and Solution Methods*. NUREG/CR-5535, INEL-95/0174, 1995.
4. *Крейт Ф., Блэк У.* Основы теплопередачи. — М.: Мир, 1983. 51 с.
5. *Исследование поведения оболочек твэлов типа ВВЭР и РБМК в условиях максимальной проектной аварии*. Отчет ВИАМ, инв. № 42/42-82, 1982.
6. *Бетоны жаростойкие*. Технические условия. ГОСТ 20910—2019.
7. *Сосуды и аппараты*. Нормы и методы расчета на прочность. Общие требования. ГОСТ 34233.1—2017.
8. *Louis s Baker Jr., Louis C. Just*. Studies of metal-water reactions at high temperature. III Experimental and theoretical studies of the zirconium-water reactions. Argonne National Laboratory, May 1962.

9. *Гмырко В.Е.* Анализ развития и особенности управления запроектными авариями реактора РБМК-1000 с длительным разогревом активной зоны. Дис. на соискание ученой степени к.т.н. НИКИЭТ, 2014. 146 с.

10. *Краюшкин А.В., Гераскин И.Н., Давыдова Г.Б., Захарова Л.Н.* Расчёт температур в обезвоженном бассейне выдержки отработавшего топлива РБМК. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2014, вып. 4, с. 92—100.

11. *Осинов А.М., Гольцев А.О., Ильин А.В., Федосов А.М., Брагин Е.Ю.* Экспериментальное исследование нагрева систем с низкими тепловыми потоками. — Атомная энергия, 2019, т. 126, вып. 2, с. 76—80.

12. *Осинов А.М., Гольцев А.О., Ильин А.В., Федосов А.М., Брагин Е.Ю.* Некоторые особенности моделирования систем с низкими тепловыми потоками с помощью программы Relap5. — Вестник МЭИ, 2020, № 2, с. 19—25.

Контактная информация —
 Поляков Владимир Вячеславович,
 ведущий инженер,
 тел.: 8(499)196-79-41,
 e-mail: Polyakov_VV@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
 с. 54—63.

Химические формы йода в теплоносителе первого контура ВВЭР и в приемке защитной оболочки при аварии LOCA

А.Б. Сазонов, В.А. Грачев, О.С. Быстрова, К.Д. Хорошилова,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 01.04.2025

После доработки — 16.06.2025

Принята к публикации 16.06.2025

Представлена математическая модель, описывающая радиационно-химические превращения соединений йода в растворах, состав которых соответствует теплоносителю первого контура ВВЭР и жидкости в аварийном приемке. В результате моделирования показано, что в теплоносителе ВВЭР при работе на мощности единственной химической формой йода является йодид-ион. Поэтому при аварии с течью теплоносителя йод будет поступать в пространство защитной оболочки в форме аэрозоля. В аэрозольных частицах под действием излучения йодид претерпевает быстрое окисление до летучих химических форм. Скорость образования летучего йода пропорциональна мощности дозы и не зависит ни от концентрации йодида, ни от размеров частиц аэрозоля вплоть до 100 мкм. Из частиц аэрозоля в газ переходит, главным образом, атомарный йод, рекомбинирующий с другими радикалами и образующий I_2 , CH_3I и прочие молекулярные формы. Согласно полученным результатам, аварийный выброс йода на энергоблоке с ВВЭР будет определяться эффективностью удаления аэрозольных частиц и молекулярного йода из пространства защитной оболочки в результате работы спринклерной системы. Изменения pH раствора приемки в течение аварийного периода не способны повлиять на выброс радиоактивного йода.

Ключевые слова: ВВЭР, защитная оболочка, приемок, теплоноситель первого контура, авария с потерей теплоносителя, продукты деления, коэффициент распределения йода, радиолиз, метилйодид, аэрозоль.

Chemical Forms of Iodine in VVER Primary Coolant and in Containment Sump during LOCA.
A.B. Sazonov, V.A. Grachev, O.S. Byistrova, C.D. Khoroshilova, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

Numerical model describing radiation-chemical transformations of iodine compounds in solutions, whose composition corresponds to either VVER primary coolant or accident sump liquid, is presented. The results of numerical simulations show that iodide ion is the only chemical form of iodine in VVER coolant when the reactor is operated at power level. This is the reason for iodine to come into the containment as aerosol during a loss of coolant accident. In aerosol particles iodide undergoes rapid oxidation to volatile chemical forms under the influence of radiation. The rate of volatile iodine formation is proportional to the dose rate and does not depend on either the iodide concentration or the size of aerosol particles up to 100 μm . Mainly atomic iodine passes into the gas from aerosol particles. Recombining with other radicals, iodine atoms form I_2 , CH_3I and other molecules. According to the obtained results, emergency release of iodine at a power unit with VVER will be determined by the efficiency of removing aerosol particles and molecular iodine from the containment as a result of the sprinkler system operation. Changes of the sump solution pH during an accident period are unable to influence the release of radioactive iodine.

Key Words: VVER, containment, sump, primary coolant, LOCA, fission products, iodine partition coefficient, radiolysis, methyl iodide, aerosol.

EDN: QPGJJM

Введение

При работе АЭС с ВВЭР в ядерном топливе и в теплоносителе первого контура накапливаются различные продукты деления (ПД) и, в частности, изотопы йода (^{129}I — ^{135}I). В ходе аварии с потерей теплоносителя (loss of coolant accident — LOCA) ПД выходят за пределы первого контура с течью теплоносителя и попадают в пространство защитной оболочки (ЗО) ВВЭР. Для анализа радиационных последствий аварий LOCA проводится расчёт возможной утечки радиоактивных ПД в окружающую среду. Активность ПД в аварийном выбросе будет

определяться их содержанием в парогазовой фазе, которое зависит от множества факторов: исходной химической формы в теплоносителе до аварии, инициирующего события и сценария аварии (включая отказы оборудования), объёма и состава растворов, использующихся системами безопасности, и, наконец, от температуры жидкой и газовой фаз.

Йод — химический элемент, способный существовать одновременно в разных химических формах (как в жидкой, так и в газовой фазе), и перечисленные факторы и условия влияют, в первую очередь, на текущее соотношение между его химическими формами. В связи с

этим чем точнее будет определено количество каждой из форм йода в газовой фазе ЗО, тем точнее будет спрогнозирован выброс его радиоактивных изотопов.

Известно, что в атмосферном воздухе над поверхностью мирового океана йод существует в трёх основных состояниях: газообразные органические соединения йода (в основном CH_3I), летучие неорганические соединения йода (I_2 , HOI и др.) и аэрозольный йод в форме анионов (I^- , IO_3^-). При этом каждая из форм йода имеет свой цикл жизни в атмосфере, включающий источники, перенос воздушными течениями, физико-химические превращения, а также стоки, т.е. удаление путём растворения в воде или адсорбции на поверхности твёрдых тел [1].

Очевидно, что процессы, происходящие с йодом внутри ЗО при аварии LOCA, будут в значительной мере напоминать природные процессы с той разницей, что мощность дозы ионизирующего излучения при аварии на много порядков величины больше, чем естественный радиационный фон. Тогда для моделирования динамики перераспределения йода между жидкостью и газом в ходе аварии необходимо дополнительно рассматривать и радиационно-индуцированные превращения.

В настоящей статье представлена модель, описывающая превращения йода и его соединений в растворах, состав которых соответствует теплоносителю первого контура ВВЭР и жидкости в аварийном прямке. В кинетическую схему включены основные промежуточные йодсодержащие частицы, образующиеся при действии ионизирующего излучения на стабильные соединения йода. С использованием данной модели получены оценки концентраций химических форм йода в теплоносителе ядерных реакторов, значений равновесного коэффициента распределения (КР) йода между прямым и атмосферой ЗО, а также спрогнозированы последствия радиационно-индуцированных реакций йода в частицах аэрозоля: направление превращений, кинетика, влияние концентрации йода, размеров частиц аэрозоля и мощности поглощённой дозы.

Методика расчёта

Основные подходы, которые использовались в настоящей работе для описания радиационно-химических превращений в водном растворе, изложены в более ранних публикациях [2—5]. Жидкую фазу в рамках модели рассматривали как водный раствор следующих

веществ: H_3BO_3 и KOH (компоненты теплоносителя первого контура, борированной воды системы аварийного охлаждения и раствора спринклерной системы), N_2H_4 (компонент раствора спринклерной системы), HNO_3 (продукт радиолиза в газовой фазе, поступающий в прямку с конденсатом паров) и CH_4 (органическая примесь в теплоносителе). При рассмотрении процессов в теплоносителе при работе реактора ВВЭР на мощности учитывалось также присутствие в жидкой фазе растворённого водорода, а при анализе изменений состава жидкости в аварийном прямке — растворённого кислорода.

Система уравнений химической кинетики выглядит следующим образом:

$$\frac{dC_i}{dt} = -\frac{\dot{D}(t)G_i\rho}{100eN_a} - C_i \sum_j k_{ij}C_j + \sum_m \sum_n k_{mn}C_mC_n\delta_i(m,n), \quad (1)$$

где C_i — концентрация i -й частицы (молекулы, иона, радикала), моль/дм³; t — время, с; $\dot{D}$ — мощность поглощённой дозы, Гр/с; G_i — радиационно-химический выход (частица/100 эВ); ρ — плотность, кг/дм³; e — заряд электрона, Кл; N_a — число Авогадро, моль⁻¹; k_{ij} — константа скорости бимолекулярной реакции между i -й и j -й частицами, дм³/(моль·с); $\delta_i(m,n)$ — множитель, равный 1, если в ходе реакции между m -й и n -й частицами в качестве продукта образуется i -я частица, и 0 во всех остальных случаях.

Для расчёта изменений состава раствора в аварийном прямке к производным от концентраций компонентов в (1) добавляются слагаемые, связанные с изменением текущего состава вследствие поступления в прямку конденсата из газовой фазы и растворов из других ёмкостей, т.е.

$$\frac{dC_i}{dt} = [\dots] + \frac{1}{V(t)} \left[X_{wi}(t)W(t) + \sum_q (X_{qi} - C_i)Q_q\Phi(t - \tau_{0q})\Phi(\tau_{1q} - t) \right], \quad (2)$$

где $[\dots]$ — правая часть уравнения (1); $V(t)$ — общий объём жидкости в прямке (м³) к моменту времени t :

$$V(t) = V_0 + \int_0^t \sum_q Q_q\Phi(t' - \tau_{0q})\Phi(\tau_{1q} - t') dt'; \quad (3)$$

$X_{wi}(t)$ и X_{qi} — концентрация i -го компонента раствора в конденсате и в q -й ёмкости соответственно; $W(t)$ и Q_q — потоки конденсата и раствора из q -й ёмкости соответственно, м³/с; τ_{0q} и

τ_{1q} — моменты начала и окончания подачи раствора соответственно; V_0 — начальный объём жидкости в приемке; функция $\Phi(t)$ — ступенчатая функция, описывающая включение и выключение подачи раствора. Суммирование в (2) и (3) ведётся по всем ёмкостям, потоки из которых поступают в приемок.

Элементарные реакции различных форм йода с продуктами радиолиза жидкой фазы, восстановления молекулярного йода гидразином, а также реакции, связанные с образованием метилйодида из метана, приведены в табл. 1. В таблице приведены соответствующие константы скорости и данные об их зависимости от температуры.

Кинетические характеристики реакций йодсодержащих частиц, возникающих в водном растворе I_2 в отсутствие облучения, приведены в работе [3]. В настоящем варианте модели из схемы превращений исключены короткоживущие промежуточные ионы H_2OI^+ и I_2OH^- (существующие в заметном количестве только в сильноокислой или сильнощелочной среде соответственно) и чуть более устойчивый гипойодит-ион IO^- (также накапливающийся лишь в сильных щелочах). Как показали пробные расчёты, такое упрощение не влияет на результаты в интервале pH от 5 до 9, однако позволяет заметно снизить затраты времени.

Диспропорционирование HOI до IO_2^- и далее до IO_3^- [3] рассматривали как лимитирующую стадию образования устойчивого йодат-иона, поэтому под концентрацией HOI следует понимать концентрацию IO_3^- .

Результаты и обсуждение

Формы йода в теплоносителе при работе реактора на мощности. Поступление йода из топлива в теплоноситель первого контура ВВЭР представляли как следствие появления негерметичных твэлов при работе реактора на номинальной мощности в середине топливного цикла. В соответствии с принятыми представлениями [31], исходной формой выходящего йода считали CsI , мгновенно диссоциирующий в теплоносителе на Cs^+ и I^- . Поскольку аммиак и первичные продукты его радиолиза, будучи восстановителями, не вступают в реакцию с I^- , присутствие аммиака в теплоносителе ВВЭР не учитывали. Мощность дозы оценивали как количество энергии ионизирующего излучения активной зоны (АЗ), испускаемое в единицу времени и отнесённое ко всей массе циркули-

рующего теплоносителя. Скорость выхода CsI принимали равной 10^{-13} моль/(дм³·с), длительность выхода — 10^4 с.

В табл. 2 приведены исходные условия и результаты расчёта содержания CH_3I в теплоносителе на протяжении первых суток, считая от момента разгерметизации твэла. Можно видеть, что содержание метилйодида по отношению к общему йоду ($I_{общ}$) в теплоносителе первого контура ВВЭР не превышает нескольких долей процента, что обусловлено его восстановительным водно-химическим режимом (ВХР). Эта связь подтверждается тем, что при варьировании концентрации растворённого H_2 в пределах норм ВХР (см. табл. 2) отношение $CH_3I/I_{общ}$ изменяется практически по закону обратной пропорциональности. Наблюдается и зависимость содержания метилйодида от концентрации метана, имитирующего в расчётах весь органический углерод. Однако эта зависимость гораздо слабее: так, при снижении концентрации метана до 0,1 мг/дм³ отношение $CH_3I/I_{общ}$ падает всего на 15%.

Для сравнения аналогичный расчёт был проведён для реактора РБМК с кипящим водным теплоносителем, в котором борная кислота и корректирующие ВХР реагенты отсутствуют. Результаты расчёта также представлены в табл. 2. Можно видеть, что сдвиг ВХР в окислительную область приводит к тому, что содержание метилйодида в первый момент после разгерметизации в десятки раз выше.

На рис. 1 представлены зависимости от времени концентраций основных форм йода в теплоносителе ВВЭР (первый контур) и РБМК (КМПЦ). Согласно результатам расчёта, такими формами, помимо I^- , являются только CH_3I и HOI . Суммарная концентрация остальных, включая I_2 , ничтожно мала. Отметим также, что устойчивость метилйодида в условиях теплоносителя РБМК невысока и его содержание в течение суток падает почти в 10 раз. Тем не менее полученные результаты вполне согласуются с тем, что в вентиляционных выбросах АЭС с ВВЭР преобладает ионная (аэрозольная) форма йода, в то время как выбросы кипящих реакторов содержат десятки процентов йода в органической форме [1, 32]. Таким образом, результаты расчёта, подтверждая, в том числе, данные эксперимента [33], позволяют считать I^- единственной химической формой йода в теплоносителе ВВЭР при нормальной эксплуатации.

Превращение I^- в HOI начинается лишь при смене восстановительной среды на окисли-

Таблица 1. Константы скорости при 25 °С (k_{25}) и энергии активации (E_a) элементарных реакций

№ реакции	Реакция	k_{25} , дм ³ /(моль·с)/ E_a , кДж/моль ¹⁾	Источник
R1	$I^- + OH^- \rightarrow I + OH^-$	$1,1 \cdot 10^{10}$	[6]
R2	$I^- + H_2O_2 \rightarrow HOI + OH^-$	$3 \cdot 10^6$	2)
R3	$I^- + I \rightarrow I_2^-$	$8,8 \cdot 10^9/18,84$	[7]
R4	$I_2^- \rightarrow I + I^-$	$1,9 \cdot 10^4$	[8]
R5	$I_2^- + e_{aq}^- \rightarrow 2I^-$	$9 \cdot 10^{10}$	[9]
R6	$I_2^- + H \rightarrow 2I^- + H^+$	$1,8 \cdot 10^7$	[10]
R7	$I_2^- + OH^- \rightarrow HOI + I^-$	$1 \cdot 10^9$	[11]
R8	$I_2^- + H_2O_2 \rightarrow 2I^- + H^+ + HO_2$	$5 \cdot 10^2$	[12]
R9	$I_2^- + HO_2 \rightarrow 2I^- + H^+ + O_2$	$4 \cdot 10^9$	[13]
R10	$I_2^- + O_2^- \rightarrow 2I^- + O_2$	$5 \cdot 10^8$	[13]
R11	$2I_2^- \rightarrow I_3^- + I^-$	$2,3 \cdot 10^9/15,0$	[7, 14]
R12	$I_3^- + e_{aq}^- \rightarrow I_2^- + I^-$	$3,5 \cdot 10^{10}$	[15]
R13	$I_3^- + H \rightarrow I_2^- + I^- + H^+$	$1 \cdot 10^{10}$	[16]
R14	$I_3^- + HO_2 \rightarrow I_2^- + I^- + H^+ + O_2$	$1 \cdot 10^7$	[8]
R15	$I_3^- + O_2^- \rightarrow I_2^- + I^- + O_2$	$2,5 \cdot 10^8$	[17]
R16	$I + e_{aq}^- \rightarrow I^-$	$1 \cdot 10^{10}$	[8]
R17	$I + H \rightarrow I^- + H^+$	$1 \cdot 10^{10}$	[8]
R18	$I + H_2O_2 \rightarrow I^- + H^+ + HO_2$	$4 \cdot 10^9$	[12]
R19	$I + HO_2 \rightarrow I^- + H^+ + O_2$	$1 \cdot 10^9$	[12]
R20	$I + I_2^- \rightarrow I_3^-$	$5 \cdot 10^9$	[8]
R21	$I + I \rightarrow I_2$	$1,5 \cdot 10^{10}$	[7]
R22	$I_2 + e_{aq}^- \rightarrow I_2^-$	$5,1 \cdot 10^{10}$	[18]
R23	$I_2 + H \rightarrow I + I^- + H^+$	$1 \cdot 10^{10}$	[17]
R24	$I_2 + OH^- \rightarrow HOI + I^-$	$9,5 \cdot 10^9$	[7]
R25	$I_2 + H_2O_2 \rightarrow 2I^- + 2H^+ + O_2$	$1,5 \cdot 10^4$	[11]
R26	$I_2 + HO_2 \rightarrow I + I^- + H^+ + O_2$	$1,8 \cdot 10^7$	[17]
R27	$I_2 + O_2^- \rightarrow I_2^- + O_2$	$5,5 \cdot 10^9$	[17]
R28	$HOI + e_{aq}^- \rightarrow I^- + OH^-$	$2 \cdot 10^{10}$	[19]
R29	$HOI + H_2O_2 \rightarrow I^- + H^+ + O_2 + H_2O$	$1,5 \cdot 10^4/30,0$	[11]
R30	$HOI + HO_2^- \rightarrow I^- + O_2 + H_2O$	$7,8 \cdot 10^8$	[11]
R31	$HOI + O_2^- \rightarrow I + O_2 + OH^-$	$1 \cdot 10^7$	[17]
R32	$HIO_2 + H \rightarrow HOI + OH^-$	$1 \cdot 10^7/32,0$	[20]
R33	$I_2 + N_2H_4 \rightarrow 2I^- + 2H^+ + N_2H_2$	$1,2 \cdot 10^7/28,6$	[21, 22]
R34	$I_2 + N_2H_2 \rightarrow 2I^- + 2H^+ + N_2$	$1 \cdot 10^8$	[23] ³⁾
R35	$CH_4 + OH^- \rightarrow CH_3 + H_2O$	$1,2 \cdot 10^8$	[24]
R36	$CH_4 + e_{aq}^- \rightarrow CH_3 + H_2 + OH^-$	$1 \cdot 10^7$	[25]
R37	$CH_4 + H \rightarrow CH_3 + H_2$	$1 \cdot 10^5$	[26]
R38	$CH_3 + H_2O_2 \rightarrow CH_4 + HO_2$	$1 \cdot 10^5$	[27]
R39	$CH_3 + I \rightarrow CH_3I$	$2 \cdot 10^{10}$	4)
R40	$CH_3I + e_{aq}^- \rightarrow CH_3 + I^-$	$1,6 \cdot 10^{10}$	[28]
R41	$CH_3I + H \rightarrow CH_3 + I^- + H^+$	$1,2 \cdot 10^{10}$	[29]

¹⁾Приведены значения E_a , отличающиеся в модели от 12,6 кДж/моль (энергия активации самодиффузии воды).

²⁾Значение выбрано таким образом, чтобы воспроизвести результаты работы [30].

³⁾В механизме, предложенном в [23], реакции R33 и R34 представляют соответственно медленную и быструю стадии последовательного превращения.

⁴⁾Выбрано максимальное значение k_{25} для рекомбинации двух радикалов, скорость которой лимитирована их диффузией в воде.

Таблица 2. Образование CH_3I в теплоносителе реакторов при работе на мощности

Параметр	ВВЭР-1200	РБМК-1000
Теплоноситель ¹⁾	H_2O , H_3BO_3 (4 г/дм ³), КОН (13 мг/дм ³)	H_2O (вода КМПЦ ²⁾)
Средняя температура, °С ¹⁾	313	290
Средняя мощность дозы, Гр/с ¹⁾	500	
Содержание H_2 , мг/дм ³ (норма) ¹⁾	3,5(2,2—4,5)	0 (не нормировано)
Содержание ООУ ³⁾ , мг/дм ³ (норма) ¹⁾	0,5 ($\leq 0,5$)	0,2 ($\leq 0,2$)
Содержание O_2 , мкг/дм ³ (норма)	$< 0,005$ (≤ 5)	< 1 (50—100)
pH_t ⁴⁾	7,5	5,7
Концентрация Γ в пике, моль/дм ³	$9,1 \cdot 10^{-10}$	$8,5 \cdot 10^{-10}$
$\text{CH}_3\text{I}/I_{\text{общ}}$ по окончании выхода йода, %	0,32	13,7
$\text{CH}_3\text{I}/I_{\text{общ}}$ через 1 сут, %	0,29	0,9

¹⁾Исходные данные для расчёта.
²⁾Контур многократной принудительной циркуляции.
³⁾Общий органический углерод.
⁴⁾Значение, полученное при заданной температуре теплоносителя и мощности дозы.

тельную, например, в результате аэрации неорганизованных протечек теплоносителя. Однако в этом случае степень превращения будет лимитирована всё ещё высоким pH среды (не менее 7,0 при 25 °С), а содержание более летучих форм йода (I , I_2) — их высокой реакционной способностью и дальнейшим окислением (вплоть до IO_3^-), в том числе под действием излучения. С другой стороны, в период расхолаживания РУ, за которым следует не только аэрация контура, но и снижение pH теплоноси-

теля, последний непрерывно дегазируется во избежание образования взрывоопасной смеси H_2 и O_2 . В результате выход летучего радиоактивного йода в атмосферу ЗО не будет настолько значительным, чтобы имела место необходимость учитывать его дополнительный фон (например, перед началом планово-предупредительного ремонта). Следовательно, при аварии LOCA, независимо от времени её начала, йод поступает в пространство ЗО исключительно в виде аэрозольных частиц, содержащих йодиды (в основном щелочных металлов).

Распределение йода внутри ЗО при аварии LOCA. На следующем этапе работы рассматривали аварию LOCA, исходным событием для которой принят разрыв главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) на входе в реактор ВВЭР-1200. Сценарий аварии принят тем же, что и в работе [2]. Составы жидкостей, заполняющих прямик ЗО, их объёмы, а также времена начала и окончания истечения в прямик даны в табл. 3. Принимается, что большая часть теплоносителя (200 м³), содержащего ПД (в том числе йодиды), в результате аварии поступает в пространство ЗО реактора в виде пара, конденсирующегося по мере снижения температуры. Принимается также, что весь конденсат в течение рассматриваемого аварийного периода τ_a поступает в прямик со скоростью, линейно зависящей от времени:

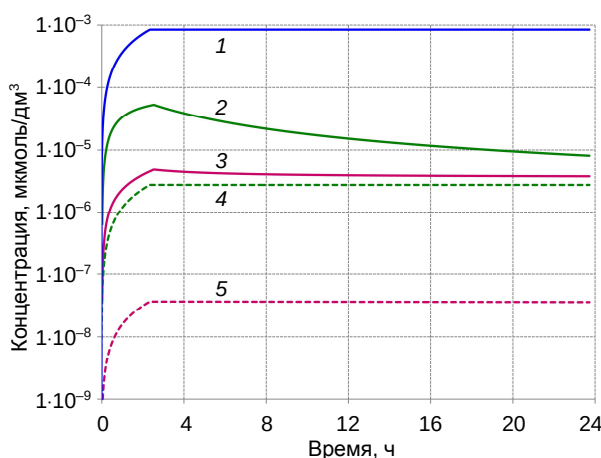


Рис. 1. Концентрация основных форм йода в теплоносителе ВВЭР-1200 и РБМК-1000 после разгерметизации твэла: 1 — Γ ; 2 — CH_3I (РБМК); 3 — NOI (РБМК); 4 — CH_3I (ВВЭР); 5 — NOI (ВВЭР)

Таблица 3. Объём (при 25 °С) и составы жидкостей, поступающих в аварийный приямок

Жидкость	Объём, м ³	τ_0 , с	τ_1 , с	Концентрация, г/дм ³		
				H ₃ BO ₃	КОН	N ₂ H ₄ ·H ₂ O
Теплоноситель первого контура	40 / 240 ¹⁾	1	30	4	0,013	—
Вода бассейна выдержки	750	2	4400	25	—	—
Вода гидроёмкостей САОЗ ²⁾	150	20	196	25	—	—
Раствор реагентов спринклерной системы	30	92	4500	44,5	100	10

¹⁾Объём, поступающий в приямок в виде жидкости/полный объём теплоносителя.
²⁾Система аварийного охлаждения зоны.

$$W(t) = \frac{2V_1}{\tau_a} \left(1 - \frac{t}{\tau_a} \right), \quad (4)$$

где V_1 — объём испарившегося теплоносителя.

Температуру в прямке в течение периода аварии ($\tau_a = 1$ сут) принимали постоянной и равной 75 °С. Мощность дозы излучения ПД оценивали следующим образом. В работе [34] приводятся оценки поглощённой дозы в прямке 3О от распада летучих радиоактивных ПД при их полном выходе из АЗ в результате тяжёлой аварии на энергоблоке с ВВЭР-1200. Согласно результатам расчётов, приведённых в [34], средняя мощность дозы к середине первых суток аварии составит 2,4 Гр/с.

В рассматриваемой нами аварии в теплоноситель выходит только та часть летучих ПД, которая находилась в зазоре между оболочкой и топливной матрицей, — примерно 0,1% от общего количества, выходящего при тяжёлой аварии. В связи с этим максимальную мощность дозы $\dot{D}_{\max}$ в прямке при аварии LOCA с разгерметизацией 100% твэлов принимали равной $4 \cdot 10^{-3}$ Гр/с. Кроме того, полагали, что значение параметра $\dot{D}_{\max}$ прямо пропорционально степени разгерметизации, а мощность дозы линейно зависит от времени:

$$\dot{D}(t) = \dot{D}_{\max} \left(1 - \frac{t}{\tau_a} \right). \quad (5)$$

При расчётах рН раствора в аварийном приямке учитывали содержание в конденсате азотной кислоты, образующейся вследствие радиолиза влажного воздуха. Для этого рассчитывали её среднюю концентрацию в единице массы конденсата, поступающего из атмосферы 3О в приямок, как

$$\langle C_{\text{hno}_3}(t) \rangle = \frac{3}{4} \dot{D}_{\max} G_{\text{hno}_3} \frac{M_{\text{cp}} + M_{\text{air}}}{M_{\text{cp}}}, \quad (6)$$

где G_{hno_3} — радиационно-химический выход образования азотной кислоты во влажном воздухе, согласно [35] равный 2,2 молекулы/100 эВ; $M_{\text{cp}} =$

$= \rho_{25} V_1 / 2$ — средняя масса водяного пара в атмосфере 3О (ρ_{25} — плотность воды при 25 °С); M_{air} — масса воздуха в 3О (около $8,5 \cdot 10^4$ кг). Рассчитанная согласно (6) средняя концентрация составляет около 10^{-4} моль/дм³ при 100%-ной разгерметизации. Текущую концентрацию HNO₃ в конденсате полагали линейно возрастающей от нуля в начале аварии до максимального значения к концу первых суток.

Формулы (4)—(6), равно как и предположение о том, что мощность поглощённой дозы в жидкости и в газе одинакова, являются упрощающими. Последовательные расчёты конденсации пара, переноса радионуклидов, мощности дозы в той и другой фазе и, наконец, генерации HNO₃ в течение аварийного периода представляют собой самостоятельные задачи. Их более или менее строгое решение невозможно уместить в рамках настоящей работы. Тем не менее, как было установлено в ходе тестовых расчётов, конкретный вид зависимостей $W(t)$, $\dot{D}(t)$ и $C_{\text{hno}_3}(t)$ при зафиксированных средних значениях этих величин не влияет качественно и почти не влияет количественно на характер получаемых результатов.

Концентрацию йода в теплоносителе первого контура ВВЭР принимали прямо пропорциональной степени разгерметизации. В соответствии с оценками его накопления в топливе [36] при разгерметизации 100% твэлов исходная концентрация Γ равна примерно 10^{-4} моль/дм³. Равновесный КР йода рассчитывался согласно тому же определению, что приведено в работе [3], с тем отличием, что к летучим формам йода добавлялся и атомарный йод (I), существующий при облучении, как будет показано далее, в заметных количествах в обеих фазах:

$$\text{КР} =$$

$$= \frac{\left(2[I_2] + [\text{HOI}] + [I] + \sum_i n_i [I_{\eta_i} Z_i] \right) RT}{2[I_2]/K_{I_2}(T) + [\text{HOI}]/K_{\text{HOI}}(T) + [I]/K_I(T)}, \quad (7)$$

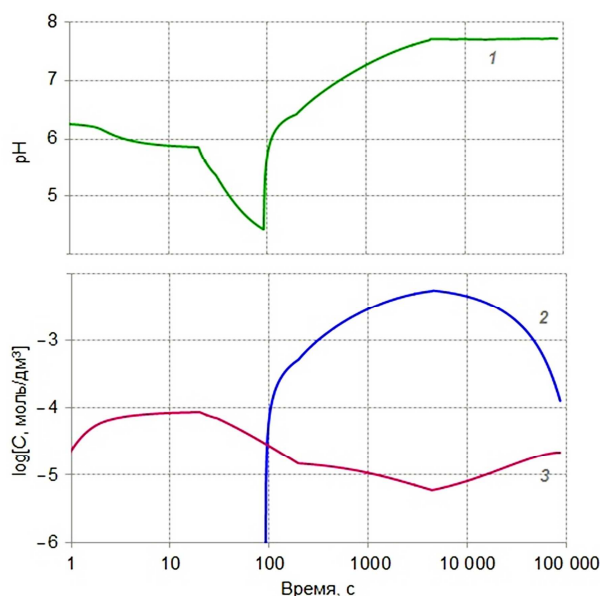


Рис. 2. pH (75 °C) 1, концентрация гидразина (2) и йодид-иона (3) в приемке ВВЭР-1200 после аварии LOCA с разгерметизацией 100% твэлов

где сумма берётся по всем нелетучим формам йода в растворе; n_i — число атомов йода в соответствующей молекуле или ионе; Z_i — остальные атомы.

Значения константы Генри для атомарного йода K_1 брались из базы данных [37].

На рис. 2 показаны изменения величины pH раствора в аварийном приемке, а также концентрации йодида и гидразина в нём в течение первых суток. Снижение pH на начальном этапе аварии обусловлено подачей большого количества кислых борных растворов (см. табл. 3). Увеличение pH при $t \approx 100$ с связано с началом подачи щелочного реагента спринклерной системы. Именно в этот момент в растворе появляется и гидразин. Его концентрация по окончании подачи ($t = 4500$ с) проходит через максимум, так как в аэрированном растворе приемка идёт быстрое радиационно-индуцированное окисление N_2H_4 кислородом [4].

Что касается I , то его текущая концентрация определяется, главным образом, двумя факторами: поступлением в приемок вместе с конденсатом и разбавлением растворами, не содержащими йод. Как следует из результатов, представленных на рис. 3, степень его превращения в другие формы йода в присутствии гидразина весьма невелика — не более 0,05%. При этом основной летучей формой йода в растворе оказывается йодноватистая кислота. Концентрации атомарного и, тем более, молекулярного йода на порядки величины меньше.

Если раствор реагентов спринклерной системы не будет содержать гидразина, степень

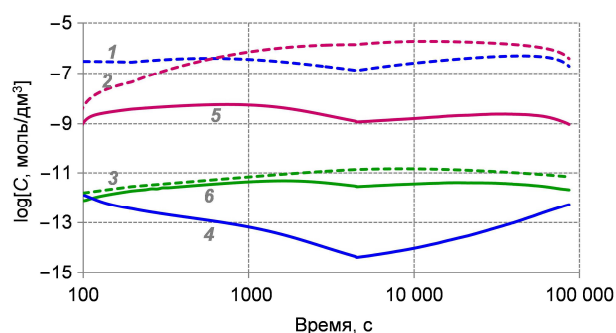


Рис. 3. Концентрация летучих форм йода в приемке ВВЭР-1200 после аварии LOCA с разгерметизацией 100% твэлов. В отсутствие гидразина: 1 — I_2 , 2 — HOI , 3 — I ; с гидразином, согласно табл. 3: 4 — I_2 , 5 — HOI , 6 — I

превращения йодида существенно вырастет. Однако при этом основным продуктом реакций в слабощелочной среде приемка ($pH \approx 7,7$) останется HOI . Благодаря её умеренной летучести значения равновесного КР йода уменьшаются в сотни раз (рис. 4). Тем не менее они всё ещё довольно высоки и находятся в пределах от 10^2 до 10^3 , что практически совпадает с результатами [3], полученными для тех же условий, но в отсутствие радиолитиза.

Таким образом, использование гидразина на ранней стадии аварии LOCA позволяет снизить летучесть молекулярного йода приемка на несколько порядков величины. Значения равновесного КР йода будут тогда лежать в диапазоне 10^4 — 10^6 (см. рис. 4). Определить характер влияния мощности дозы на КР в данном случае не представляется возможным, так как значения последней коррелируют с концентрацией йода, поступающего в теплоноситель при разгерметизации. Кроме того, мощность дозы определяет скорость реакции гидразина с растворённым в воде кислородом.

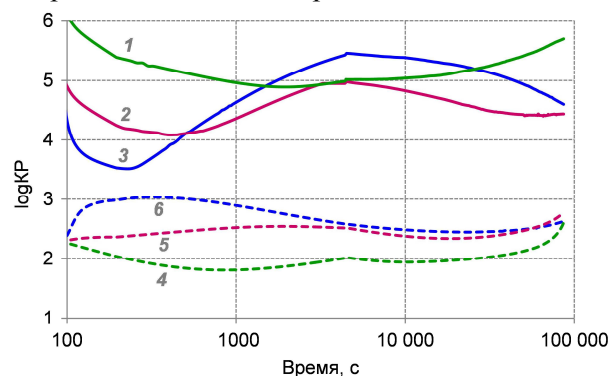


Рис. 4. Равновесный коэффициент распределения йода между раствором приемка и атмосферой ЗО после аварии LOCA с различной степенью разгерметизации твэлов. С гидразином, согласно табл. 3: 1 — 100%, 2 — 11,1%, 3 — 1,1%; в отсутствие гидразина: 4 — 100%, 5 — 11,1%, 6 — 1,1%

Таблица 4. pH и равновесный КР йода при $t = 1$ сут для различной степени разгерметизации

Разгерметизация твэлов, %	pH	$\log_{10}(\text{КР})$	pH	$\log_{10}(\text{КР})$
	с N_2H_4		без N_2H_4	
1,1	7,72	4,60	7,71	2,63
11,1	7,65	4,44	7,71	2,78
100	7,72	5,70	7,70	2,61

В табл. 4 приведены значения pH и КР, рассчитанные на момент времени $t = 1$ сут для крайнего случая разгерметизации 100% твэлов, а также 1,1% твэлов от числа твэлов в активной зоне (предел безопасной эксплуатации (ПБЭ) по количеству твэлов для реактора типа ВВЭР [38]) и 11,1% твэлов (ПБЭ + 10% — предполагаемая разгерметизация при максимальной проектной аварии). Как можно заметить, при практически одинаковом значении $\text{pH} = 7,70 \pm 0,05$ значения КР могут различаться на порядок величины. Таким образом, при рассматриваемых условиях аварии равновесный КР йода будет определяться совокупностью нескольких факторов: мощностью дозы, концентрациями йода и гидразина.

Радиационно-химические превращения йода в частицах аэрозоля. Приведённые в табл. 4 и на рис. 4 значения равновесного КР, казалось бы, гарантируют то, что основная доля йода не выйдет в атмосферу ЗО из раствора приямка в ходе аварии. Тем не менее это утверждение касается только йода, попавшего в приямки вместе с жидким теплоносителем. Следует помнить, что основная часть йода в самый первый момент после разрыва ГЦТ попадает в атмосферу ЗО вместе с испарившимся теплоносителем и некоторое время находится там в виде частиц аэрозоля. Благодаря малым размерам аэрозольных частиц образующиеся внутри них летучие формы йода имеют возможность оказаться на поверхности и затем перейти в газовую фазу.

При оценке скорости перехода летучих соединений йода из частиц аэрозоля использовали те же диапазоны значений мощности дозы и начальной концентрации Γ , что и в предыдущем разделе. Полагали также, что в начальный момент времени частица аэрозоля не содержала растворённых газов (H_2 или O_2) в связи с тем, что её эволюция начиналась с образования “сухих” центров конденсации, а образование микроскопической жидкой капли происходило уже вследствие конденсации водяного пара на твёрдой частице по механизму “от малого к большому” [39].

Переход атомов I и молекул I_2 и HOI из частицы аэрозоля в газ рассматривали как реакцию первого порядка с константой скорости

$$k_g = \frac{1}{\tau_D} = \frac{4\pi^2 D_l}{d^2}, \quad (8)$$

где τ_D — характеристическое время диффузии; $D_l = 5 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$ — коэффициент диффузии йода в воде (принят равным для всех трёх химических форм); d — диаметр сферической частицы [40]. Температуру в атмосфере ЗО в течение часового интервала принимали постоянной, равной 125°C .

При проведении вариантных расчётов было установлено, что изменение диаметра частиц монодисперсного аэрозоля в пределах до 10 мкм не влияет на скорость поступления йода в газовую фазу. Лишь для частиц с $d \geq 100$ мкм наблюдается эффект диффузионного торможения. Таким образом, скорость выхода йода из частиц аэрозоля лимитирована скоростью превращения йодида в летучие формы йода. Поскольку первичные летучие продукты I и HOI появляются в результате взаимодействия Γ с гидроксильным радикалом и перекисью водорода (реакции R1 и R2 в табл. 1), скорость их образования определяется концентрациями OH и H_2O_2 . Последние, в свою очередь, определяются мощностью поглощённой дозы.

На рис. 5 представлена зависимость степени превращения аэрозольного йодида в летучий йод газовой фазы от времени при различных значениях $\dot{D}_{\text{max}}$. Приведён случай разгерметизации 100% твэлов, диаметр частиц аэрозоля 10 мкм, начальная концентрация Γ в частицах $10^{-4} \text{ моль/дм}^3$, изменение мощности дозы со

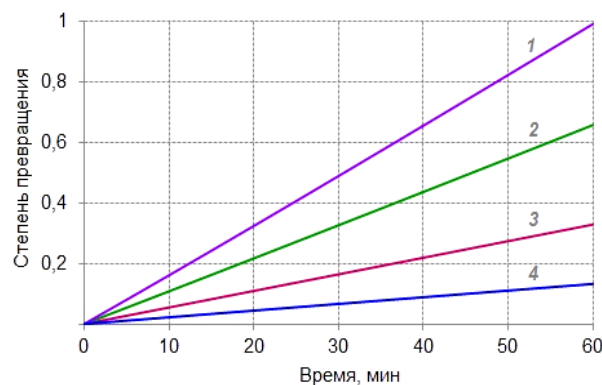


Рис. 5. Степень превращения аэрозольного йодида в летучий йод газовой фазы после аварии LOCA. Начальная мощность поглощённой дозы, Гр/с: 1 — $3 \cdot 10^{-2}$; 2 — $2 \cdot 10^{-2}$; 3 — 10^{-2} ; 4 — $4 \cdot 10^{-3}$

временем — согласно формуле (5). Можно отметить линейный характер зависимости как от времени, так и от мощности дозы, сохраняющийся вплоть до значения степени превращения 100%. Таким образом, степень превращения аэрозольного йодида пропорциональна поглощённой дозе излучения. Кроме того, как показывают расчёты, эта величина обратно пропорциональна начальной концентрации йодида. Другими словами, скорость образования летучего йода, выраженная в моль/с, — величина, не зависящая при прочих равных условиях (температура, доза, общее количество Γ) ни от размера частиц аэрозоля, ни от их состава, поскольку борная кислота и её ионы не вступают в реакции с йодом. Это обстоятельство представляется весьма удобным при проведении расчётных оценок аварийного выброса различных форм йода, так как ни начальная дисперсность аэрозоля, ни её изменения во времени не входят, как это показывают результаты настоящей работы, в число факторов, влияющих на концентрацию молекулярного йода в атмосфере ЗО.

С другой стороны, правильность оценки выброса молекулярного и аэрозольного йода существенно зависит от того, насколько корректной является оценка мощности дозы, поглощённой аэрозолями. Так, кривая 4 на рис. 5 соответствует равенству мощности дозы в приемке и в атмосфере ЗО. При превышении значения $\dot{D}$ в газе в несколько раз (что вполне возможно благодаря радиоактивным изотопам криптона и ксенона, не растворяющимся в воде приемки) можно ожидать, что степень превращения йодида в молекулярный йод будет приближаться к 100% уже через один час. Отметим, что спринклерное выведение аэрозолей, способствующее удержанию йода в приемке, в данном случае пока не рассматривалось.

На рис. 6 представлена зависимость концентрации I , I_2 и HOI , а также инициаторов их образования (OH и H_2O_2) в частицах аэрозоля на протяжении первого часа аварии (показан случай, соответствующий линии 1 на рис. 5). Из приведённых результатов видно, что содержание летучих форм йода в частицах аэрозоля очень мало вне зависимости от степени превращения йодида. При этом концентрации I и HOI практически постоянны, тогда как I_2 , преобладавая вначале, к концу быстро исчезает, так как диспропорционирует, а также вступает в реакции с продуктами радиолитического распада воды. Здесь следует отметить, что перекись водорода выступает по отношению к летучим формам йода

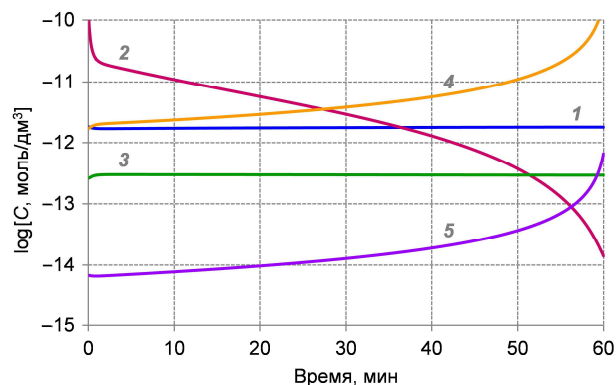


Рис. 6. Изменение концентрации в частицах аэрозоля: 1 — I ; 2 — I_2 ; 3 — HOI ; 4 — H_2O_2 ; 5 — OH

как их восстановитель до Γ (см. табл. 1). Совокупность радиационно-индуцированных превращений приводит к тому, что накопление йода в газовой фазе имеет все черты реакции нулевого порядка по Γ и первого по OH .

Что касается относительного выхода каждой из форм молекулярного йода в газ, то определяющим здесь является атомарный I : в приведённом примере почти 90% йода покидает частицы аэрозоля в виде атомов. Ещё около 10% приходится на HOI . Молекулы I_2 просто не доходят до поверхности частиц, так как за время τ_D успевают превратиться в I , HOI и Γ .

Таким образом, можно заключить, что основной выброс молекулярного йода при аварии LOCA на ВВЭР будет определяться не составом раствора в аварийном приемке, а мощностью дозы ионизирующего излучения в атмосфере ЗО, создаваемой радиоактивными ПД. При этом в составе молекулярных продуктов будут присутствовать не только HOI и I_2 (продукт рекомбинации двух атомов йода в газовой фазе), но и другие соединения, например, INO_2 или $IONO_2$ — продукты взаимодействия с оксидами азота [1]. Наконец, если содержание органических соединений в атмосфере ЗО будет достаточно высоким, можно ожидать и образования летучего органического йода (в частности, CN_3I). Радиационно-химические превращения с участием йодсодержащих частиц в газовой фазе ЗО при аварии LOCA заслуживают отдельного исследования.

Выводы

В теплоносителе первого контура ВВЭР при работе на мощности единственной химической формой йода является йодид-ион. Поэтому при нормальной эксплуатации ВВЭР радиоактивный йод удаляется в систему газоочистки изначально в виде аэрозольных частиц, содер-

жащих йодиды. При аварии с течью теплоносителя йод поступает в пространство ЗО ВВЭР также в форме аэрозоля.

В аэрозольных частицах под действием излучения радионуклидов, присутствующих в пространстве ЗО при аварии, йодид-ион претерпевает быстрое окисление до летучих химических форм йода: I_2 и HOI . Скорость образования летучего йода пропорциональна мощности дозы и не зависит от концентрации в нем йодида. Переход йода в газовую фазу не лимитирован размерами частиц аэрозоля до 100 мкм. Из частиц аэрозоля в газ переходит, главным образом, атомарный йод, который, вступая в реакции с другими радикалами, образует I_2 , CH_3I и прочие молекулярные формы.

В соответствии со сказанным аварийный выброс йода при аварии ЛОСА на энергоблоке с ВВЭР будет определяться не равновесным КР йода между жидкостью в прямке и атмосферой ЗО, а эффективностью удаления аэрозольных частиц и молекулярного йода из пространства ЗО в результате работы спринклерной системы. Изменения pH раствора прямки в течение аварийного периода тем более не способны повлиять на выброс радиоактивного йода.

Работа выполнена за счёт средств государственного задания НИЦ "Курчатовский институт".

Список литературы

1. **Стыро И.Б., Недвецак Т.Н., Филистович В.И.** Изотопы йода и радиационная безопасность. — СПб: Гидрометеиздат, 1992. 256 с.
2. **Хорошилова К.Д., Сазонов А.Б., Сорокопуд М.О., Гирченко А.А., Богородская М.А.** Метод расчёта водородного показателя раствора в прямке защитной оболочки на АЭС с реактором ВВЭР-1000. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2022, вып. 1, с. 82—89.
3. **Хорошилова К.Д., Сазонов А.Б., Быстрова О.С., Грачев В.А., Белусь С.К., Царькова К.В.** Летучесть молекулярных форм йода и их перенос между жидкой и паровой фазами внутри защитной оболочки ВВЭР. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 2, с. 114—124.
4. **Грачев В.А., Сазонов А.Б.** Радиолит водных растворов аммиака: математическое моделирование. — Химия высоких энергий, 2022, т. 56, № 2, с. 120—129.
5. **Грачев В.А., Быстрова О.С., Сазонов А.Б.** Роль молекулярного азота в процессе радиолит теплоносителя первого контура водо-водяного энергетического реактора. — Химия высоких энергий, 2024, т. 58, № 4, с. 284—295.
6. **Buxton G.V., Greenstock C.L., Helman W.P., Ross A.B.** Critical review of rate constants for reactions of hydrated electrons, hydrogen atoms and hydroxyl radicals (OH/O^-) in aqueous solution. — J. Phys. Chem. Ref. Data, 1988, vol. 17, p. 513—886.
7. **Elliot A.J.** A pulse radiolysis study of the reaction of OH with I_2 and the decay of I_2^- . — Can. J. Chem., 1992, vol. 70, p. 1658—1661.
8. **El Omar A.K., Schmidhammer U., Balcerzyk A., LaVerne J., Mostafavi M.** Spur reactions observed by picosecond pulse radiolysis in highly concentrated bromide aqueous solutions. — J. Phys. Chem. A, 2013, vol. 117, p. 2287—2293.
9. **Lee J.Y., Baugher J.F., Grossweiner L.I.** Pairwise recombination in the decay of photochemical hydrated electrons. — Photochem. Photobiol., 1979, vol. 29, p. 867—874.
10. **Dainton F.S., Sills S.A.** The rates of some reactions of hydrogen atoms in water at 25 °C. — Proc. Chem. Soc., 1962, p. 223—224.
11. **Fritsch B., Körner A., Couasnon T., Blukis R., Taherkhani M., Benning L.G., Jank M.P.M., Spiecker E., Hutzler A.** Tailoring the Acidity of Liquid Media with Ionizing Radiation: Rethinking the Acid-Base Correlation beyond pH. — J. of Physical Chemistry Letters, 2023, vol. 14, p. 4644—4651.
12. **Yang Y., Pignatello J.J.** Participation of the Halogens in Photochemical Reactions in Natural and Treated Waters. — Molecules, 2017, vol. 22(10), p. 1684.
13. **Ishigure K., Shiraishi H., Okuda H.** Radiation chemistry of aqueous iodine systems under nuclear reactor accident conditions. — Radiat. Phys. Chem., 1988, vol. 32, p. 593—597.
14. **Elliot A.J., Sopchysyn C.F.** A pulse radiolysis study of I_2^- and $(SCN)_2$ in aqueous solutions over the temperature range 15—90 °C. — Intern. J. Chem. Kinet., 1984, vol. 16, p. 1247—1256.
15. **Schwarz H.A., Gill P.S.** Diffusion-limited solvated electron reactions in ethanol and water. — J. Phys. Chem., 1977, vol. 81, p. 22—25.
16. **Czapski G., Ottolenghi M.** Scavenging kinetics in the photochemistry of some ions in aqueous solution. — Isr. J. Chem., 1968, vol. 6, p. 75—83.
17. **Schwarz H.A., Bielski B.H.J.** Reactions of HO_2 and O_2^- with iodine and bromine and the I_2^- and I atom reduction potentials. — J. Phys. Chem., 1986, vol. 90, p. 1445—1448.
18. **Milosavljevic B.H., Micic O.I.** Solvated electron reactions in water-alcohol solutions. — J. Phys. Chem., 1978, vol. 82, p. 1359—1362.
19. **Buxton G.V., Kilner C., Sellers R.M.** Pulse radiolysis of HOI and IO^- in aqueous solution. Formation and characterisation of $I(II)$. — Proc. Tihany Symp. Radiat. Chem., 1987, vol. 6, p. 155—159.
20. **Mezyk S.P., MacFarlane R., Bartels D.M.** EPR measurement of the reaction of atomic hydrogen with periodate and iodate in aqueous solution. — J. Phys. Chem., 1994, vol. 98, p. 12594—12599.

21. **Patil D.B.** Kinetics of the Rapid Oxidation of Hydrazine by Iodine in Aqueous Solution. — *Oriental J. Chem.*, 2000, vol. 16 (2).
22. **Janovsky I.** The kinetics of the reaction of iodine with hydrazine as studied by pulse radiolysis. — *J. of Radioanalytical and Nuclear Chemistry*, 2005, vol. 103, p. 31—43.
23. **Shrimal M., Sharma P.D.** Kinetics and mechanism of oxidation of hydrazine by iodine in presence of iodide in aqueous acid medium. — *J. of Engineering & Technology*, 2015, vol. 1, p. 29—33.
24. **Getoff N.** Advancements of radiation induced degradation of pollutants in drinking and waste water. — *Appl. Radiat. Isot.*, 1989, vol. 40, p. 585—594.
25. **Hart E.J., Thomas J.K., Gordon S.** A review of the radiation chemistry of single-carbon compounds and some reactions of the hydrated electron in aqueous solution. — *Radiat. Res. Suppl.*, 1964, vol. 4, p. 74—88.
26. **Neta P., Fessenden R.W., Schuler R.H.** An electron spin resonance study of the rate constants for reaction of hydrogen atoms with organic compounds in aqueous solution. — *J. Phys. Chem.*, 1971, vol. 75, p. 1654—1666.
27. **Hickel B.** Absorption spectra and kinetics of methyl and ethyl radicals in water. — *J. Phys. Chem.*, 1975, vol. 79, p. 1054—1059.
28. **Bullock G., Cooper R.** Reactions of aqueous trifluoromethyl radicals. — *Trans. Faraday Soc.*, 1970, vol. 66, p. 2055—2064.
29. **Mezyk S.P., Bartels D.M.** Rate constant and activation energy measurement for the reaction of atomic hydrogen with methanol, iodomethane, iodoethane, and 1-iodopropane in aqueous solution. — *J. Phys. Chem.*, 1994, vol. 98, p. 10578—10583.
30. **Ishigure K., Shiraishi H., Okuda H., Uchida H., Yoshitani Y., Fujita N.** The effect of radiolysis on the chemical forms of iodine species. — In: *Proc. of the Specialists' Workshop on Iodine Chemistry in Reactor Safety*. AERE. Harwell, England, 1985, p. 139—150.
31. **Neeb K.-H.** The Radiochemistry of Nuclear Power Plants with Light Water Reactors. — *Walter de Gruyter*, 1997. 725 p.
32. **Екидин А.А., Антонова К.Л., Васянович М.Е., Капустин И.А., Филатов И.Ю.** Поступление радиоактивного йода в атмосферу при нормальной эксплуатации АЭС. — *Радиохимия*, 2019, т. 61, № 3, с. 251—262.
33. **Захаров А.С., Нагель Н.Н., Родионов С.А., Цицер А.А.** Исследование поведения летучих форм йода в теплоносителе первого контура реактора ВВЭР-1000. — *ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов*, 2019, вып. 1, с. 97—104.
34. **Гаврилов А.В., Прохоров Н.А., Крицкий В.Г., Стяжкин П.С., Мамаева О.И., Долганов Р.А.** Расчет pH в прямке защитной оболочки при протекании аварии с потерей теплоносителя. — В сб.: *Материалы Международной научно-технической конференции "Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР"*. Подольск, ОКБ "ГИДРОПРЕСС". 2019.
35. **Henshow J.** Modelling of Nitric Acid Production in the Advanced Cold Process Canister due to Irradiation of Moist Air. Report AEA Technology, Decommissioning & Waste Management/Reactor Services, Harwell, UK, 1994.
36. **Кулюхин С.А.** Фундаментальные и прикладные аспекты химии радиоактивного йода в газовой и водной средах. — *Успехи химии*, 2012, т. 81, № 10, с. 960—982.
37. **Sander R.** Compilation of Henry's law constants (version 4.0) for water as solvent. — *Atmos. Chem. Phys.*, 2015, vol. 15, № 8, p. 4399—4981.
38. **Правила** ядерной безопасности реакторных установок атомных станций. НП-082-07. Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2008.
39. **Береснев С.А., Грязин В.И.** Физика атмосферных аэрозолей. Курс лекций. — Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2008. 227 с.
40. **Франк-Каменецкий Д.А.** Основы макрокинетики. Диффузия и теплопередача в химической кинетике. — *Долгопрудный: Интеллект*, 2008. 408 с.

Контактная информация —
 Грачев Василий Алексеевич,
 научный сотрудник,
 тел.: 8(499)196-74-05,
 e-mail: Grachev_VA@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
 с. 64—74.

Поведение трития в реакторной установке с жидкосолевым ядерным реактором-сжигателем

П.В. Гаца, К.А. Лучина, В.В. Игнатьев, О.С. Фейнберг,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 05.02.2025

После доработки — 25.06.2025

Принята к публикации 25.06.2025

Распространение трития за пределы реакторной установки — важный вопрос для обоснования безопасной эксплуатации АС с жидкосолевым реактором (ЖСР). Выполнен анализ образования и распространения трития в реакторной установке (РУ) с высокотемпературным жидкосолевым ядерным реактором-сжигателем (ЖСР-С) тепловой мощностью 2,4 ГВт с топливной солью состава ${}^7\text{Li}$, Be, An/F и активной зоной циклонного типа. Нормированная на МВт(т) средняя скорость наработки трития за кампанию ЖСР-С, рассчитанная с использованием программного средства (ПС) SERPENT-2 и библиотеки ядерных данных ENDF/B-VII, составила $1,7 \cdot 10^{11}$ Бк/МВт(т)/сут. Показано, что при наличии гелиевой продувки в насосах реакторного и промежуточного контуров расходом выше 1 л/мин ($\sim 0,02$ об.% He в барботажной полости насоса), а также вентиляции в боксах с кратностью не менее 1 (полная замена газовой атмосферы за 1 ч) тритий не представляет опасности при работе РУ с ЖСР-С.

Ключевые слова: гелиевая продувка, жидкосолевым ядерным реактор-сжигатель, ЖСР-С, реакторный контур, топливная соль, тритий.

Tritium Behavior in a Reactor Plant with Molten Salt Actinide Recycler & Transmuter. P.V. Gatsa, K.A. Luchina, V.V. Ignatiev, O.S. Feinberg, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

Tritium spreading outside the reactor plant is an important issue for justification of safe operation of nuclear power plants with molten salt reactor (MSR). The analysis of tritium generation and spreading in a reactor plant with a high-temperature Molten Salt nuclear reactor Recycler & Transmuter (MOSART) of 2.4 GW thermal power with fuel salt of ${}^7\text{Li}$, Be, An/F composition and a cyclone-type core has been performed. The normalised per MW(t) average tritium production rate for the MOSART campaign, calculated using SERPENT-2 and ENDF/B-VII nuclear data library, was $1.7 \cdot 10^{11}$ Bq/MW(t)/day. It was shown that in the presence of helium purging in the reactor and intermediate circuits with a flow rate higher than 1 l/min ($\sim 0,02$ vol.% He in purging cavity of pump), as well as ventilation in the boxes with a multiplicity of at least 1 (full change of gas atmosphere during 1 hr), tritium does not pose a hazard during the operation of the MOSART reactor plant.

Key Words: helium sparging, molten salt actinide recycling transmuter, MOSART, primary circuit, fuel salt, tritium.

EDN: NYZMTC

Введение

Вопросы поведения трития актуальны для многих типов реакторных установок (РУ). Особенное внимание этому вопросу стоит уделять при рассмотрении жидкосолевых реакторов (ЖСР) на основе фторидов лития и бериллия. По известным оценкам [1] в ЖСР скорость образования трития в 50 раз превышает таковую для реактора типа ВВЭР.

В представленной работе анализируется распространение трития в высокотемпературном жидкосолевым ядерном реакторе-сжигателе (ЖСР-С) большой мощности с топливной солью состава ${}^7\text{Li}$, Be, An/F (рис. 1), где An — трансурановые элементы (ТУЭ) из облучённого ядерного топлива ВВЭР, и активной зоной циклонного типа [2—4]. В ЖСР-С тритий в формах фторида трития TF и молекулярного трития T_2 мало растворяется в топливной соли, что при

температурах выше 650 °С способствует его распространению за пределы реакторного контура [5].

Для удержания трития от проникновения в промежуточный контур, а также защитные боксы реакторной установки (РУ) ЖСР-С используется барботирование топливной соли и жидкосолевого теплоносителя промежуточного контура гелием с последующим его выводом в систему газоочистки (рис. 2).

Цель настоящей работы состоит в определении влияния расхода гелия через барботажную систему, установленную в главных циркуляционных насосах (ГЦН) реакторного и промежуточного контуров, и кратности циркуляции газовой атмосферы в вентиляционных системах боксов реакторного и промежуточного контуров на распространение трития по РУ ЖСР-С. Для проведения расчётов использовалось программное средство (ПС) 3H-MSR [5].

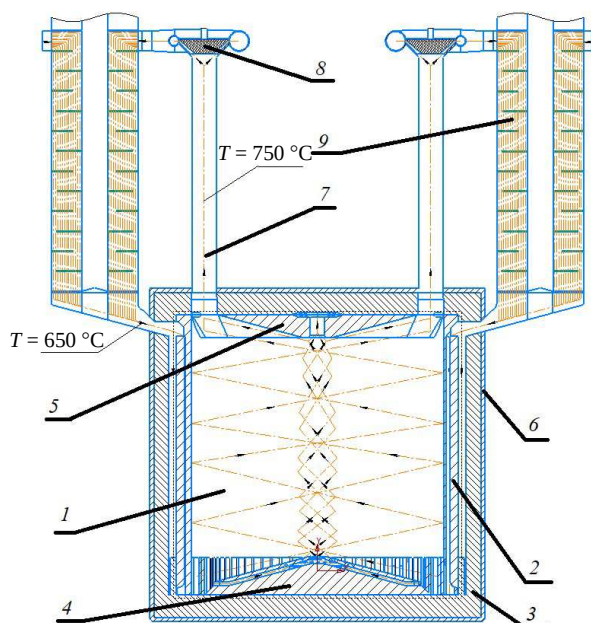


Рис. 1. Реакторный контур ЖСР-С с активной зоной циклонного типа [4]: — — тракт движения топливной соли; 1 — активная зона; 2 — боковой отражатель; 3 — тепловая защита корпуса; 4 — нижний отражатель; 5 — верхний отражатель; 6 — корпус реактора; 7 — трубопровод; 8 — ГЦН; 9 — ПТО

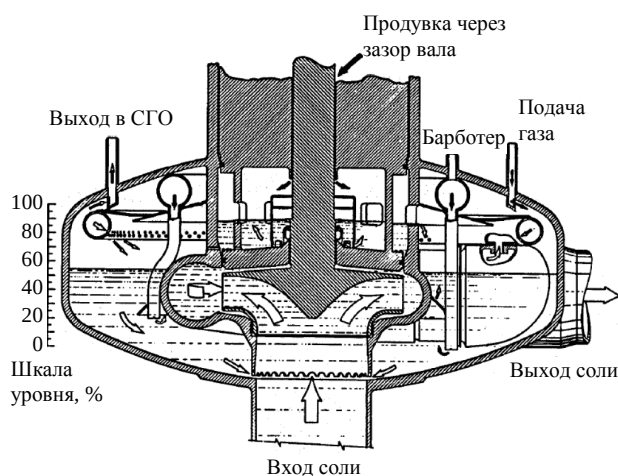


Рис. 2. Система барботирования топливной соли в ГЦН MSRE [6]: $\Rightarrow$ — движение топливной соли; $\rightarrow$ — движение продувочного газа

Описание реакторной установки

Для расчёта распределения трития в ЖСР-С нужно учитывать не только конфигурацию реакторного контура [3], включающего систему газовой очистки (СГО) топливной соли от продуктов деления и трития, но и конфигурации промежуточного и пароводяного контуров и помещения, в которых они расположены.

В работе [3] предложен вариант реакторного контура ЖСР-С с циклонным вихревым те-

чением топливной соли в активной зоне. Реакторный контур выполнен в виде восьми петель циркуляции (см. рис. 1). Внешняя часть каждой петли состоит из ГЦН, промежуточного теплообменника (ПТО) и трубопровода, соединяющего реактор с ГЦН.

Наиболее полный проект СГО ЖСР, имеющийся в технической литературе, разработан для реактора-размножителя MSBR [6], конструкция которого была основана на экспериментальном опыте, полученном на первом реакторе с расплавленной солью MSRE [7]. В реакторе MSBR основной функцией барботаж является выведение газообразных продуктов деления из топливной соли за счёт их захвата пузырьками продувочного газа. Однако эксплуатация MSRE показала, что, помимо газообразных продуктов деления, в СГО также попадают аэрозольные частицы нерастворимых продуктов деления (благородные и полублагородные металлы), галогены (также образующиеся как продукты деления) и их соединения, а также тритий. В качестве основного газа для барботажа топливной соли в полости насоса был выбран гелий, подаваемый в полость ГЦН объёмным расходом 312 л/мин [10].

В табл. 1 приведены основные составляющие газовой фазы, которые должны быть локализованы в системе газоочистки ЖСР, а также методы и формы их локализации [6—9]. Основные компоненты СГО MSBR представлены на рис. 3. Эффективность задержки трития в СГО принята 100%.

Варианты конфигураций промежуточного и пароводяного контуров ЖСР-С и их компоненты пока не разработаны. В связи с этим рассмотрено применение пароводяного контура с турбоустановкой К-210-130 (рис. 4), использовавшейся в реакторной установке БН-600 [11]. При размещении в ЖСР-С пяти турбоустановок К-210-130 их совокупная тепловая мощность составит 2450 МВт, что на 2% превышает номинальную тепловую мощность ЖСР-С.

Чтобы использовать указанную турбоустановку на мощности, близкой к номинальной (200 МВт(э)), принято решение включить в пароводяной контур парогенератор ПГН-200М (рис. 5) тепловой мощностью 480 МВт с параметрами пара, соответствующими турбоустановке К-210-130. Полученные параметры парогенератора представлены в табл. 2.

Для обеспечения перехода с восьми петель циркуляции в реакторном контуре на пять в пароводяном промежуточном боксе были размещены два тороидальных коллектора диаметром 1,2 м.

Таблица 1. Основные составляющие газовой фазы, которые должны быть локализованы в СГО ЖСР, методы и формы их локализации

Удаляемый компонент	Метод локализации
Благородные газы (короткоживущие Хе, Кг)	Специализированные баки-отстойники или сливные баки для топливной соли
Благородные газы (долгоживущие Хе, Кг)	Криогенная перегонка
Аэрозоли (солевые пары, твёрдые частицы, благородные металлы, сконденсированные дочерние элементы благородных газов)	Твёрдые сорбенты (AgZ, HZ, активированный уголь)
Тритий от $^3\text{H}(\text{г})$ до $^3\text{H}_2\text{O}(\text{ж})$	Металлоорганические соединения
	Сульфидный аэрогель (халькогель)
	Сульфидный аэрогель (халькогель)
	Ловушки частиц, угольные фильтры
	НЕРА-фильтр
Галогены (F, Cl, I) и их соединения	Выделение из парогазовых потоков на твёрдом сорбенте (например, осушителях, цеолитах, углероде)
	Окисление до тритиевой воды при контакте с нагретым оксидом меди
	Ag-модернит (AgZ)
	Ag0-функционализированный аэрогель силикагеля
	Алюмосиликатные аэрогели с Ag+/0
	Скруббер на расплавленной щёлочи NaOH
$^{15}\text{N}_2$, $^{16,17,18}\text{O}_2$	Активированный уголь, магнитный сепаратор, криогенная установка

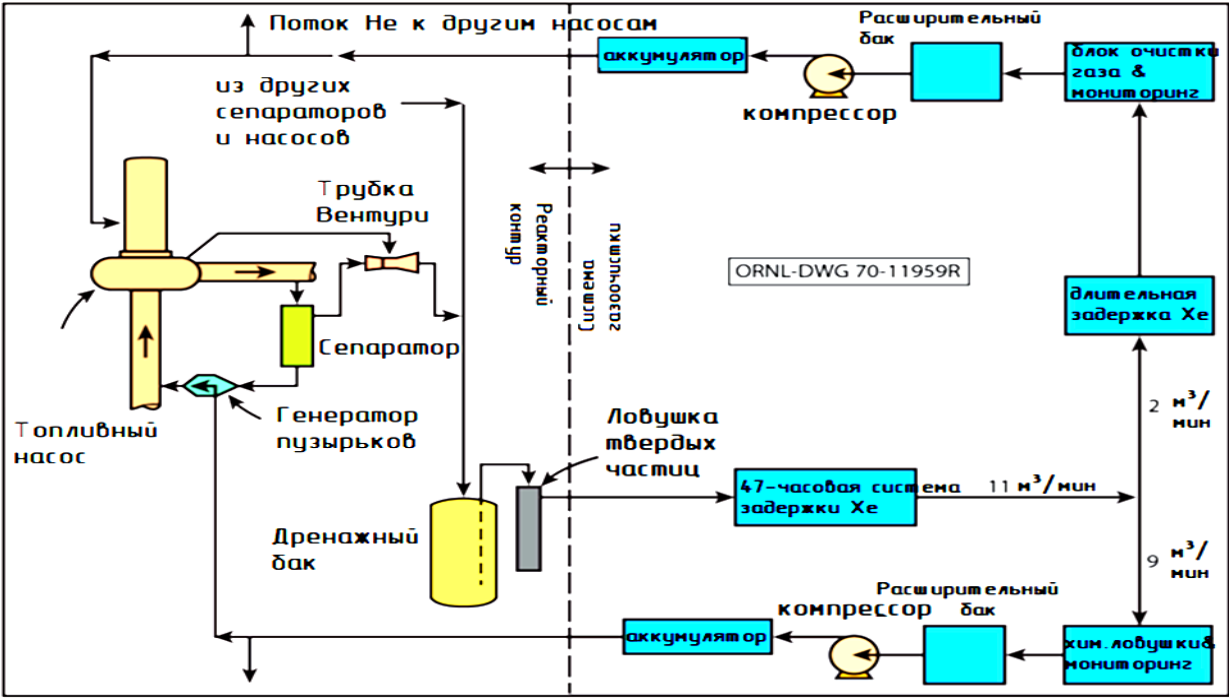


Рис. 3. Принципиальная технологическая схема СГО MSBR

Принципиальная схема реакторной установки представлена на рис. 6, соответствующая ей математическая модель — на рис. 7.

Согласно поставленной задаче проведены расчёты с двумя варьируемыми параметрами:

1. Расходом продувочного газа (гелия) через насосы реакторного и промежуточного контуров $Q_{\text{He}} = \{1, 2, 4, 8, 12, 20\}$ л/мин.

Поскольку количество насосов в реакторном и промежуточном контурах совпадает, расходы гелия в них приняты одинаковыми.

Предельный расход гелия равен 20 л/мин, что соответствует полному значению расхода гелия в системе газоочистки 320 л/мин. Это значение сопоставимо с прототипом СГО для реактора MSBR;

2. Кратностью вентиляции в реакторном и промежуточном боксах $K_{\text{в}} = \{0, 1, 2\}$.

Кратность вентиляции $K_{\text{в}}$ — величина, показывающая, сколько раз за 1 ч происходит полная замена газовой атмосферы в помещении, и определяется по формуле

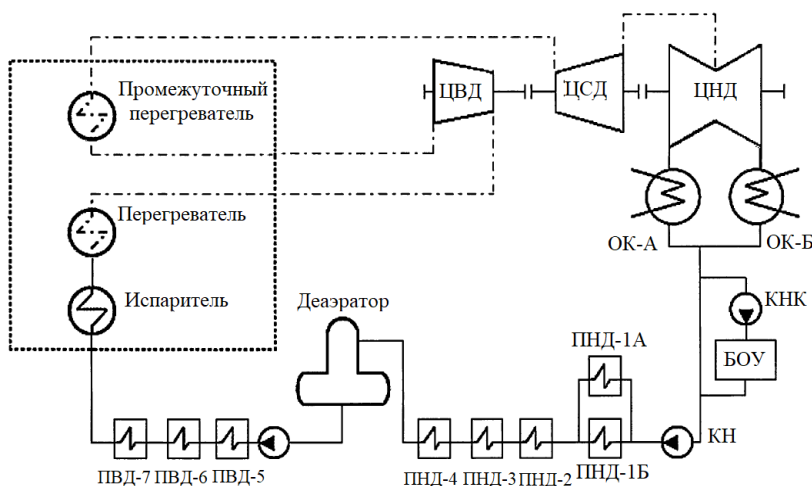


Рис. 4. Схема турбоустановки К-210-130 [10]: ЦВД — цилиндр высокого давления; ЦСД — цилиндр среднего давления; ЦНД — цилиндр низкого давления; ОК — основной конденсатор; КНК — конденсатный насос конденсатоочиски; БОУ — блочная обессоливающая установка; КН — конденсатный насос; ПНД — подогреватель низкого давления; ПВД — подогреватель высокого давления

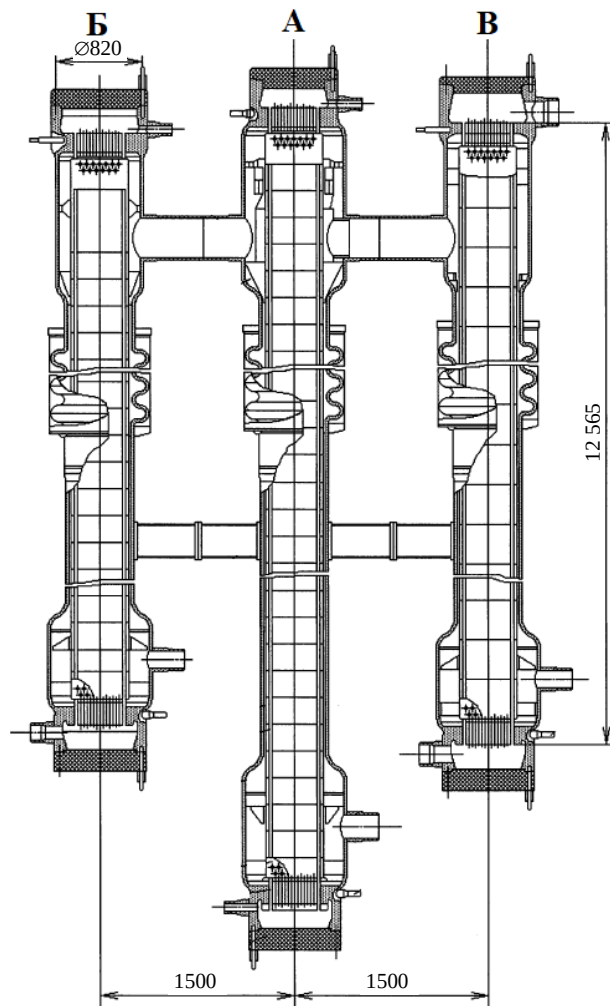


Рис. 5. Общий вид секции парогенератора ПГН-200М [10]: А — испарительный модуль; Б — модуль основного пароперегрева; В — модуль промежуточного пароперегрева

$$K_B = Q_B \times 1/V, \quad (1)$$

где Q_B — расход газовой среды в вентиляционной системе, $\text{м}^3/\text{ч}$; V — объём помещения, м^3 . Умножением на единицу мы показываем 1 ч, в течение которого происходит полная замена газовой атмосферы.

Выбранные значения кратности вентиляции соответствуют следующим расходам газа в реакторном $Q_{\text{ВР}}$ и промежуточном $Q_{\text{ВП}}$ боксах:

$$Q_{\text{ВР}} = \{0, 177, 354\} \text{ м}^3/\text{ч};$$

$$Q_{\text{ВП}} = \{0, 2\,000, 4\,000\} \text{ м}^3/\text{ч}.$$

Образование трития

Скорость образования трития в ЖСР будет определяться рядом факторов, включая состав топливной соли, спектр и поток нейтронов в активной зоне, объёмы активной зоны и контуров. Основные ядерные реакции, ответственные за образование трития в топливной соли на основе фторидов лития и бериллия, представлены в работе [5].

Методика расчёта скорости образования трития в ЖСР-С тепловой мощностью 2400 МВт отличается от методики, описанной в работе [5]. В последней используются значения концентрации ядер ${}^6\text{Li}$, ${}^7\text{Li}$ и ${}^9\text{Be}$ в топливной соли, усреднённые по кампании, одnogрупповые микроскопические сечения и поток нейтронов, усреднённые по спектру стартового состава топливной соли. Такое допущение использовано в силу крайне малого изменения этих величин за время работы реактора с низкой энергонапряжённостью, в частности, рассмотренного в статье [5] реактора MSRE.

ЖСР-С имеет высокую энергонапряжённость по топливной соли, в среднем $50 \text{ МВт}/\text{м}^3$ [4], в связи с чем будет заметно возрастать выжигание ${}^6\text{Li}$, который даёт значительный вклад в образование трития в промежуточном спектре, характерном для ЖСР-С. Кроме того, за 50 проектных лет работы реактора сам спектр может меняться в зависимости от изменяющейся в течение кампании доли тяжёлых элементов в топливной соли. Поэтому методика, использующая усреднённые нейтронно-физические характеристики, не применима для реактора большой мощности. Более точным способом определения скорости образования трития является прямой расчёт изменения его концентрации, проводимый в процессе выгорания

Таблица 2. Основные характеристики модулей парогенератора ЖСР-С

Характеристика	Модуль парогенератора		
	ИМ	ОП	ПП
Взято из прототипа (ПГН-200М)			
Диаметр и толщина стенки трубок, мм	16×2,5		
Число трубок в модуле	349	239	
Шаг трубок в пучке по треугольной разбивке, мм	28	33	
Сечение межтрубного пространства, м²	0,187	0,197	
Расчётное давление по пароводяному тракту, МПа	16,7	15,2	2,94
Площадь проходного сечения трубок, м²	0,0332	0,0227	
Объём воды в камерах, л	179	200	
Температура воды/пара, °С:			
на входе	241	~373*	300
на выходе	~373*	505	
Рассчитано для ЖСР-С			
Температура промежуточного теплоносителя, °С:			
на входе	~584	610	610
на выходе	530	~584	
Обогреваемая длина трубок, м	18,33	14,51	12,85
Мощность тепловая в номинальном режиме, МВт	322,6	84,4	73,0
Поверхность теплообмена, м²	271,24	119,87	106,17
Объём промежуточного теплоносителя, л	2768	2403	2384
Объём воды в трубках, л	608	330	292
*Температура насыщения водяного пара.			

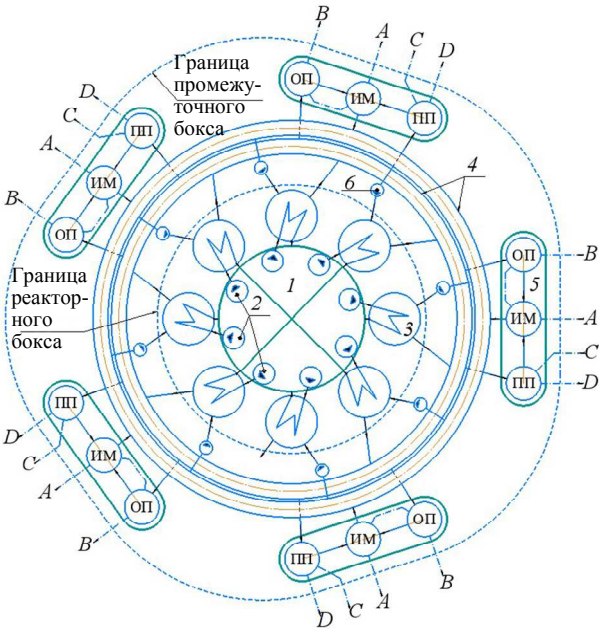


Рис. 6. Принципиальная схема реакторной установки ЖСР-С: 1 — реактор; 2 — ГЦН; 3 — промежуточный теплообменник; 4 — смесительный и распределительный торoidalные коллекторы промежуточного контура; 5 — парогенераторы (ИМ — испарительный модуль, ОП — модуль основного пароперегрева, ПП — модуль промежуточного пароперегрева); 6 — насосы промежуточного контура; А — подача питательной воды; В — выход пара на цилиндр высокого давления; С — подача пара на промежуточный пароперегрев; D — выход пара на цилиндр среднего давления

топливной соли с помощью ПС SERPENT-2 [12], с учётом изменения концентрации ядер ⁶Li и спектра реактора.

Принципиальная схема РУ ЖСР-С тепловой мощностью 2 400 МВт, использованная для проведения расчётов в рамках настоящего исследования, показана на рис. 6, основные характеристики следующие [3]:

Тепловая мощность, МВт ...	2 400
Кампания, лет ...	50
КИУМ ...	1
Средняя плотность энерговыделения по топливной соли (т.с.), МВт/м ³ ...	47,3
Средняя плотность энерговыделения в активной зоне (а.з.), МВт/м ³ ...	73,7
Тип реактора ...	Гомогенный
Регламент подпитки ...	Непрерывная
Молярный состав	
т.с. ...	$(1 - x)(0,73\text{LiF} + 0,27\text{BeF}_2) + x\text{AnF}_n$
Объём т.с. в а.з., л ...	32 557,4
Объём т.с. в контуре, л ...	50 745,4
Период выведения растворимых продуктов деления, сут ...	300
Минимальная температура т.с., °С ...	650
Средняя температура т.с., °С ...	700

В расчётах ЖСР-С рассматривалась топливная соль молярного состава $(1 - x) \times (0,73\text{LiF} + 0,27\text{BeF}_2) + x\text{AnF}_n$, где x — молярная доля топливной добавки в смеси с непрерывной подпиткой AnF_n для поддержания целевого значения $K_{\text{эф}} = 1,005$ со статистической погрешностью 0,002.

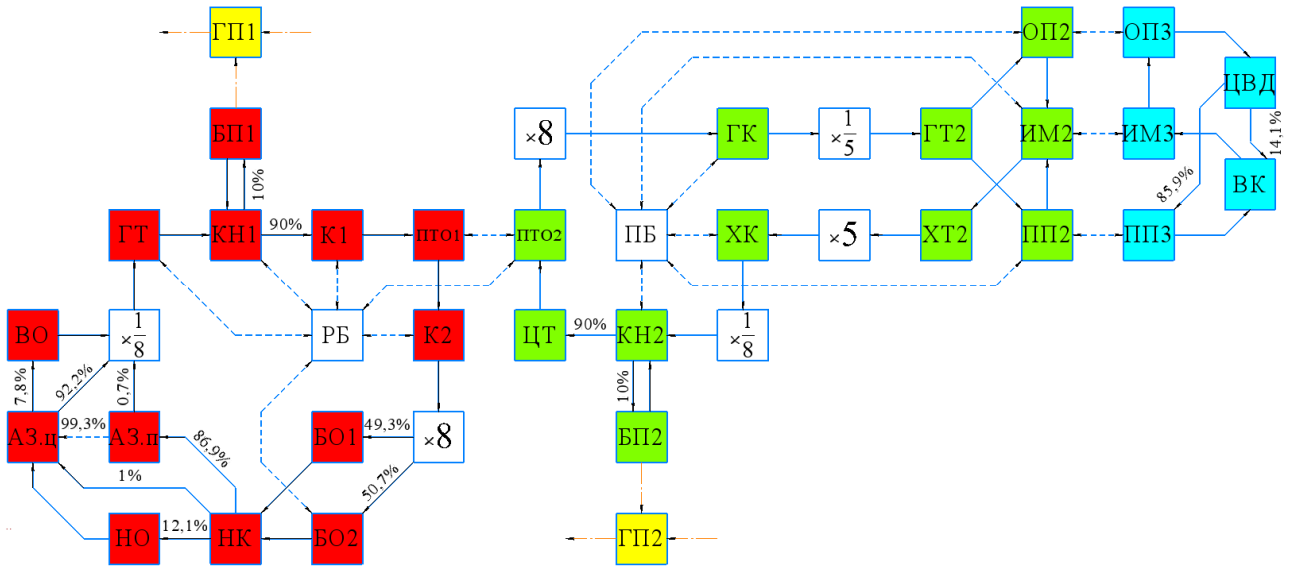


Рис. 7. Математическая модель: — — конвективный перенос; - - - диффузионный перенос; - - - перенос с продувочным газом; цвета контрольных объёмов: красный — реакторный контур; зелёный — промежуточный контур; голубой — пароводяной контур; жёлтый — полости с продувочным газом; белый — боксы

При расчёте ядерных концентраций обогащение фторида лития, входящего в состав топливной соли, по ^7Li предполагалось равным 99,99%.

В течение кампании скорость накопления атомов трития в топливной соли с учётом распада соответствует уравнению

$$\frac{dN(t)}{dt} = G(t) - \lambda N(t), \quad (2)$$

где $G(t)$ — функция скорости образования трития, ат./с; λ — постоянная распада трития, с^{-1} ; $N(t)$ — количество ядер в зависимости от времени.

Решение уравнения (2) было получено в результате расчёта выгорания для 50 лет эксплуатации РУ и представлено на рис. 8. При последующей обработке данных получены зависимости для ПС ЗН-MSR, которые наиболее точно аппроксимируют результаты расчёта скорости образования трития в топливной соли без учёта его распада (рис. 9), так как распад уже

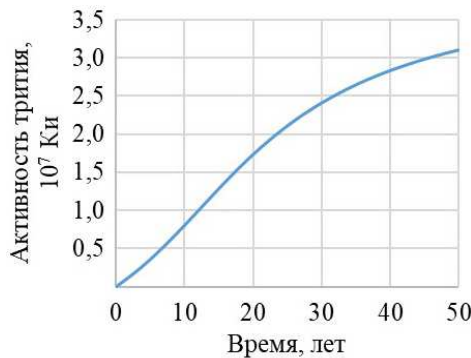


Рис. 8. Накопление трития в ЖСР-С (результат нейтронно-физического расчёта)

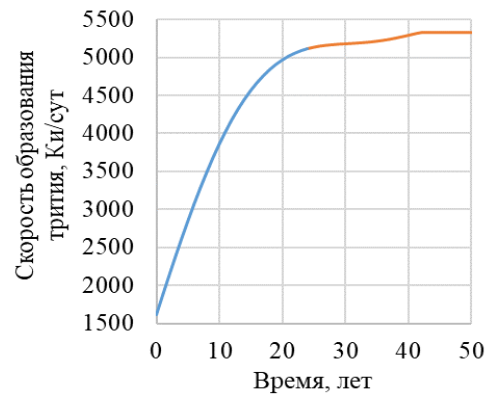


Рис. 9. Скорость образования трития в ЖСР-С: — — скорость образования трития при $0 \leq t \leq 24$ года (аппроксимирующая функция $y = -5,72x^2 + 283,81x + 1584,29$); — — скорость образования при $24 \leq t \leq 50$ лет (аппроксимирующая функция $y = 10,95x + 4838,20$)

учтён в дифференциальных уравнениях для i -го контрольного объёма математической модели:

$$G_A(t) = \begin{cases} -5,72(t)^2 + \\ +283,81t + 1584,29, & t \leq 24; \\ 10,95t + 4838,2, & t > 24, \end{cases} \quad (3)$$

где G_A — скорость образования трития без учёта распада, Ки/сут; t — время работы реактора, годы.

В табл. 3 приведено сравнение значений нормированной на тепловую мощность средней скорости производства трития для различных типов реакторов [13, 14]. Результаты показывают, что эта скорость значительно выше в реакторах, несущая соль которых FLiBe , а также

Таблица 3. Сравнение равновесной скорости производства трития в различных типах реакторов

Тип реактора	Средняя скорость наработки трития, Бк/(МВт(т)·сут)	Обогащение по ^7Li , %
ЖСР-С (проект)	$1,7 \cdot 10^{11}$	99,99
MSBR, США (проект)	$3,98 \cdot 10^{10}$	99,995
MSRE, США	$2,74 \cdot 10^{11}$	99,9926
Исследовательский ториевый ЖСР	$4,45 \cdot 10^{11}$	99,95
TMSR-LF1, Китай		
АЭС “Циньшань-3” (CANDU-6)	$8,34 \cdot 10^{10}$	—
АЭС “Тяньвань” (ВВЭР-1000)	$8,2 \cdot 10^8$	—
ВТГР (проект)	$6,85 \cdot 10^8$	—
БН-600	$9,21 \cdot 10^8$	—

в реакторе на тяжёлой воде типа CANDU в сравнении с реакторами типа ВВЭР, ВТГР или БН. Кроме того, нормированная средняя скорость образования трития в жидкосольевых реакторах TMSR-LF1 и MSRE выше, чем в MSBR и ЖСР-С, представленном в настоящей работе. Это прежде всего связано с двумя факторами: с различием в обогащении топливной соли по ^7Li и с различным спектром реакторных нейтронов. Для теплового спектра микросечение реакции активации ^6Li с образованием трития на порядок выше, чем в промежуточном спектре нейтронов [15].

Распределение трития в РУ

Накопленная активность трития во всех элементах реакторной установки к концу кампании при варьируемых расходах гелия и кратностях вентиляции представлена в табл. 4, равновесные доли выхода — в табл. 5. Полученные результаты показывают, что при всех рассмотренных расходах продувочного газа в СГО и расходах газа в вентиляции почти 100% трития попадает в СГО, смоделированную по прототипу СГО MSBR. Тем не менее даже небольшая утечка может нарушить условия безопасной эксплуатации реакторной установки.

Выделим критические зоны мониторинга накопления трития: отражатели, реакторный и промежуточный боксы и вода третьего контура.

Контроль концентрации трития в отражателях важен из-за газообразной природы молекулярного трития и продуктов его распада, а также из-за изотопов гелия, которые могут приводить к газовому охрупчиванию металла отражателя. В первом приближении примем предельное значение по суммарному содержанию газа в каждом контрольном объёме материала отражателя ЖСР-С равным 50 ppm [16].

Совместное накопление трития и гелия в течение кампании в отражателях ЖСР-С представлено на рис. 10, из которого следует, что концентрация газа во всех трёх отражателях значительно ниже указанного значения при любом из рассмотренных уровней расхода гелия и кратности вентиляции.

Таблица 4. Активность трития в конце кампании (50 лет) в ЖСР-С

K_B	Q_{He} , л/мин	Активность, Ки							
		Реакторный контур			Отражатели	Реакторный бокс	Промежуточный контур	Промежуточный бокс	Пароводяной контур
		ТГ	Т ₂	Сумма					
0	1	6,04	306,5	312,5	29,75	333,0	2,21	0,94	44,67
	2	4,01	159,0	163,0	29,03	325,9	1,60	0,91	43,54
	4	3,86	84,2	88,0	28,67	322,6	1,31	0,90	42,96
	8	3,04	47,4	50,5	28,49	320,7	1,17	0,89	42,68
	12	2,52	36,65	39,2	28,44	320,2	1,12	0,89	42,59
	20	1,99	25,9	27,9	28,39	319,7	1,08	0,89	42,51
1	1	6,04	306,5	312,5	20,97	$7,2 \cdot 10^{-3}$	2,21	$7 \cdot 10^{-6}$	44,69
	2	4,01	159,0	163,0	20,43	$7,0 \cdot 10^{-3}$	1,60	$6 \cdot 10^{-6}$	43,54
	4	3,86	84,2	88,0	20,17	$6,9 \cdot 10^{-3}$	1,31	$6 \cdot 10^{-6}$	42,96
	8	3,04	47,4	50,5	20,03	$7,1 \cdot 10^{-3}$	1,17	$6 \cdot 10^{-6}$	42,67
	12	2,52	36,7	39,2	19,99	$7,0 \cdot 10^{-3}$	1,12	$6 \cdot 10^{-6}$	42,59
	20	1,99	25,9	27,9	19,95	$6,9 \cdot 10^{-3}$	1,08	$6 \cdot 10^{-6}$	42,50
2	1	6,04	306,5	312,5	20,96	$3,7 \cdot 10^{-3}$	2,21	$3 \cdot 10^{-6}$	44,68
	2	4,01	159,0	163,0	20,43	$3,5 \cdot 10^{-3}$	1,60	$3 \cdot 10^{-6}$	43,54
	4	3,86	84,2	88,0	20,16	$3,5 \cdot 10^{-3}$	1,31	$3 \cdot 10^{-6}$	42,96
	8	3,04	47,4	50,5	20,03	$3,5 \cdot 10^{-3}$	1,17	$3 \cdot 10^{-6}$	42,67
	12	2,52	36,65	39,2	19,99	$3,4 \cdot 10^{-3}$	1,12	$3 \cdot 10^{-6}$	42,59
	20	1,99	25,9	27,9	19,94	$3,4 \cdot 10^{-3}$	1,08	$3 \cdot 10^{-6}$	42,50

Таблица 5. Доли распространения трития в ЖСР-С (в % от образования)

K _В	Q _{He} , л/мин	Выходы трития, % от образования						
		Адсорбция в отражатели				Диффузия в боксы		В паро- водяной контур
		боковой	нижний	верхний	Сумма	реакторный	промежуточ- ный	
0	1	3,03·10 ⁻⁵	3,04·10 ⁻⁵	3,59·10 ⁻⁵	9,66·10 ⁻⁵	1,10·10 ⁻³	3,04·10 ⁻⁶	5,28·10 ⁻⁴
	2	2,95·10 ⁻⁵	2,97·10 ⁻⁵	3,50·10 ⁻⁵	9,42·10 ⁻⁵	1,07·10 ⁻³	2,95·10 ⁻⁶	5,14·10 ⁻⁴
	4	2,92·10 ⁻⁵	2,93·10 ⁻⁵	3,45·10 ⁻⁵	9,29·10 ⁻⁵	1,05·10 ⁻³	2,91·10 ⁻⁶	5,06·10 ⁻⁴
	8	2,90·10 ⁻⁵	2,91·10 ⁻⁵	3,43·10 ⁻⁵	9,23·10 ⁻⁵	1,04·10 ⁻³	2,89·10 ⁻⁶	5,03·10 ⁻⁴
	12	2,89·10 ⁻⁵	2,90·10 ⁻⁵	3,42·10 ⁻⁵	9,21·10 ⁻⁵	1,04·10 ⁻³	2,89·10 ⁻⁶	5,02·10 ⁻⁴
	20	2,89·10 ⁻⁵	2,89·10 ⁻⁵	3,41·10 ⁻⁵	9,19·10 ⁻⁵	1,04·10 ⁻³	2,88·10 ⁻⁶	5,01·10 ⁻⁴
1	1	1,38·10 ⁻⁵	2,38·10 ⁻⁵	3,05·10 ⁻⁵	6,81·10 ⁻⁵	2,36·10 ⁻³	3,14·10 ⁻⁶	5,28·10 ⁻⁴
	2	1,34·10 ⁻⁵	2,32·10 ⁻⁵	2,97·10 ⁻⁵	6,63·10 ⁻⁵	2,30·10 ⁻³	3,05·10 ⁻⁶	5,13·10 ⁻⁴
	4	1,32·10 ⁻⁵	2,29·10 ⁻⁵	2,93·10 ⁻⁵	6,54·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻³	3,01·10 ⁻⁶	5,06·10 ⁻⁴
	8	1,31·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻⁵	2,91·10 ⁻⁵	6,50·10 ⁻⁵	2,25·10 ⁻³	2,99·10 ⁻⁶	5,03·10 ⁻⁴
	12	1,31·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻⁵	2,91·10 ⁻⁵	6,49·10 ⁻⁵	2,24·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	5,02·10 ⁻⁴
	20	1,31·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻⁵	2,90·10 ⁻⁵	6,47·10 ⁻⁵	2,24·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	5,00·10 ⁻⁴
2	1	1,38·10 ⁻⁵	2,38·10 ⁻⁵	3,05·10 ⁻⁵	6,81·10 ⁻⁵	2,36·10 ⁻³	3,14·10 ⁻⁶	5,28·10 ⁻⁴
	2	1,34·10 ⁻⁵	2,32·10 ⁻⁵	2,97·10 ⁻⁵	6,63·10 ⁻⁵	2,30·10 ⁻³	3,05·10 ⁻⁶	5,13·10 ⁻⁴
	4	1,32·10 ⁻⁵	2,29·10 ⁻⁵	2,93·10 ⁻⁵	6,54·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻³	3,01·10 ⁻⁶	5,06·10 ⁻⁴
	8	1,31·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻⁵	2,91·10 ⁻⁵	6,50·10 ⁻⁵	2,25·10 ⁻³	2,99·10 ⁻⁶	5,03·10 ⁻⁴
	12	1,31·10 ⁻⁵	2,27·10 ⁻⁵	2,91·10 ⁻⁵	6,48·10 ⁻⁵	2,25·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	5,02·10 ⁻⁴
	20	1,30·10 ⁻⁵	2,26·10 ⁻⁵	2,90·10 ⁻⁵	6,47·10 ⁻⁵	2,24·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	5,00·10 ⁻⁴
K _В	Q _{He} , л/мин	В систему газоочистки						
		Через насосы реакторного контура			Через насосы промежуточ- ного контура	Из вентиляции реакторного бокса	Из вентиляции промежуточного бокса	
		ТF	Т2	Сумма				
0	1	1,49	95,56	97,05	2,95	0	0	
	2	1,67	95,48	97,15	2,84	0	0	
	4	3,16	94,01	97,17	2,83	0	0	
	8	4,20	92,99	97,19	2,81	0	0	
	12	3,95	93,24	97,19	2,80	0	0	
	20	3,70	93,50	97,20	2,80	0	0	
1	1	1,49	95,56	97,05	2,95	3,41·10 ⁻³	3,14·10 ⁻⁶	
	2	1,67	95,46	97,13	2,87	3,31·10 ⁻³	3,05·10 ⁻⁶	
	4	3,16	94,01	97,17	2,83	3,24·10 ⁻³	3,05·10 ⁻⁶	
	8	4,20	92,99	97,19	2,81	3,32·10 ⁻³	2,99·10 ⁻⁶	
	12	3,95	93,24	97,19	2,80	3,29·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	
	20	3,70	93,50	97,20	2,80	3,25·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	
2	1	1,49	95,56	97,05	2,95	3,44·10 ⁻³	3,14·10 ⁻⁶	
	2	1,67	95,46	97,13	2,87	3,34·10 ⁻³	3,05·10 ⁻⁶	
	4	3,16	94,01	97,17	2,83	3,29·10 ⁻³	3,01·10 ⁻⁶	
	8	4,20	92,99	97,19	2,81	3,25·10 ⁻³	2,99·10 ⁻⁶	
	12	3,95	93,24	97,19	2,80	3,23·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	
	20	3,70	93,50	97,20	2,80	3,22·10 ⁻³	2,98·10 ⁻⁶	

Допустимая активность трития в реакторном и промежуточном боксах зависит от соединения, в котором тритий присутствует в атмосфере помещения. Для персонала группы А НРБ-99/2009 [17] установлены следующие значения: для молекулярного трития — $4,4 \cdot 10^9$ Бк/м³ (119 мКи/м³), для паров тритированной воды — $4,4 \cdot 10^5$ Бк/м³ (0,012 мКи/м³).

Данные об активности трития в боксах на конец кампании РУ представлены на рис. 11. При отсутствии вентиляции ($K_B = 0$) активность

трития превышает допустимые значения в обоих боксах. При $K_B \geq 1$ активность двух форм трития в промежуточном боксе находится в пределах установленных допусков при любом расходе гелия, а в реакторном боксе — только для молекулярного трития. Активность паров тритированной воды не соответствует предельно допустимой концентрации, что не представляет значительной опасности, поскольку реакторный бокс является необслуживаемым помещением и не предназначен для пребывания

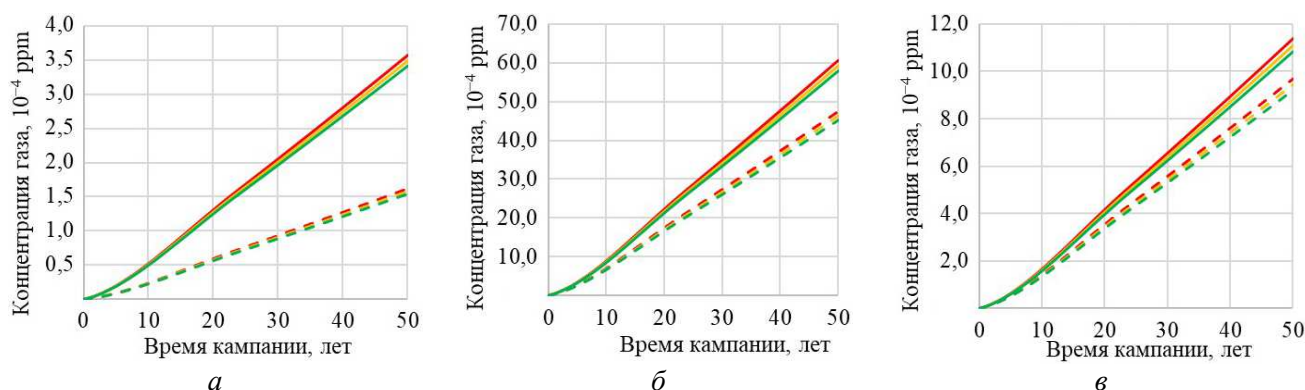


Рис. 10. Накопление трития в боковом (а), нижнем торцевом (б) и верхнем торцевом (в) отражателях ЖСР-С при различных расходах гелия и кратности вентиляции (результаты для других расходов гелия совпадают с кривыми для $Q_{\text{He}} = 20$ л/мин): — $Q_{\text{He}} = 1$ л/мин, $K_v = 0$; - - - $Q_{\text{He}} = 1$ л/мин, $K_v = 2$; — $Q_{\text{He}} = 2$ л/мин, $K_v = 0$; - - - $Q_{\text{He}} = 2$ л/мин, $K_v = 2$

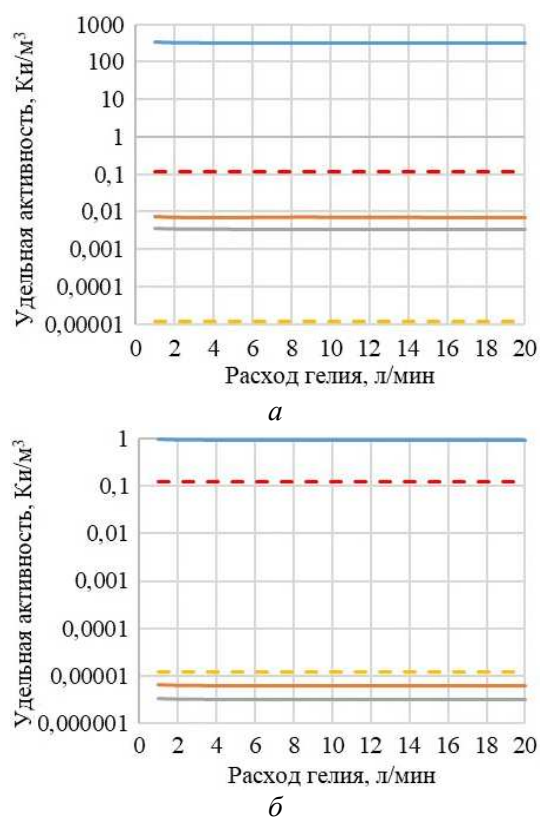


Рис. 11. Удельная активность трития в реакторном (а) и промежуточном (б) боксах в конце кампании: — $K_v = 0$; — $K_v = 1$; — $K_v = 2$; - - - ПДК T_2 ; - - - ПДК $T_2O_{(n)}$

персонала. Таким образом, при $K_v \geq 1$ и $Q_{\text{He}} \geq 1$ л/мин, что соответствует 0,02 об.% газа в барботажной полости насоса, активность двух форм трития в промежуточном боксе находится в пределах установленных допусков, нормируемых НРБ-99/2009 при любом расходе гелия, а в реакторном боксе — только для молекулярного трития.

Скорость диффузии трития в воду, а следовательно, и накопленная активность в ней

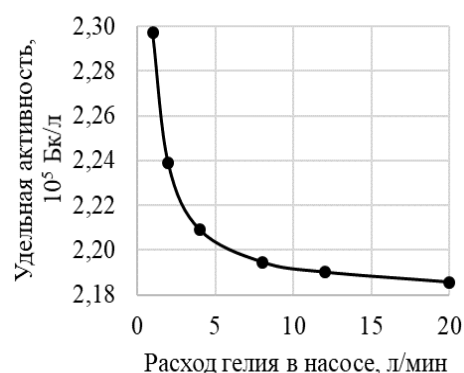


Рис. 12. Удельная активность трития в пароводяном контуре в конце кампании в зависимости от расхода гелия при любой кратности циркуляции (графики для $K_v = 0$, $K_v = 1$ и $K_v = 2$ совпадают до четырёх значащих цифр)

практически не зависят от кратности вентиляции и определяются только расходом гелия (рис. 12). Доля выхода трития в пароводяной контур во всех рассмотренных случаях составляет $5,3 \cdot 10^{-6}$ от скорости образования трития, что эквивалентно $3,1 \cdot 10^8$ — $1,1 \cdot 10^9$ Бк/сут.

Согласно ОСПОРБ-99/2010 [18] верхняя граница активности трития в низкоактивных жидких радиоактивных отходах составляет 10^4 кБк/кг или $8,3 \cdot 10^6$ Бк/л для пароводяного контура ЖСР-С. Во всех рассмотренных случаях активность воды в третьем контуре в конце кампании ЖСР-С (50 лет) ниже указанного значения.

Заключение

Для выбранного состава топливной соли и конфигурации топливного контура ЖСР-С с использованием ПК SERPENT-2 и библиотеки ядерных данных ENDF/B-VII определена скорость наработки трития. При работе реактора

на полной мощности в течение 50-летней кампании средняя удельная скорость образования трития составляет $1,7 \cdot 10^{11}$ Бк/(МВт(т)·сут).

Для разработанной принципиальной схемы РУ проведены расчёты с двумя варьируемыми параметрами: расходом гелия в насосах Q_{He} и кратностью вентиляции в боксах $K_{\text{в}}$.

Несмотря на значительную скорость образования трития, в настоящей работе подобраны такие условия, при которых тритий не представляет опасности для эксплуатации РУ ЖСР-С.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. Блинкин В.Л., Новиков В.М. Жидкосолевые ядерные реакторы. — М.: Атомиздат, 1978. 112 с.
2. Гаца П.В. Жидкосолевой ядерный реактор с активной зоной полостного типа. Патент № 2787572. Российская Федерация. Заявл. 22.06.2022, опубл. 11.01.2023. 9 с.
3. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Теплогидравлический анализ ЖСР-сжигателя трансурановых элементов. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 5, с. 54—64.
4. Гаца П.В., Игнатьев В.В., Куприянов К.С. Мультифизический анализ ЖСР-сжигателя трансурановых элементов. — ВАНТ. Сер. Ядерно-реакторные константы, 2024, № 3, с. 128—137.
5. Гаца П.В., ШUTOва К.А., Закиров Р.Я., Игнатьев В.В., Фейнберг О.С. Моделирование поведения трития в жидкосолевом ядерном реакторе. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2022, вып. 2, с. 118—130.
6. Robertson R.C. Estimating Cost of Adding a Third Salt-Circulating System for Controlling Tritium Migration in the 1000-MW(e), MSBR. ORNL-TM-3428, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1971.
7. Robertson R.C. MSRE Design and Operations Report. Part I. Description of Reactor Design. ORNL-TM-0728, Oak Ridge National Laboratory, 1965.
8. Design of Off-Gas and Air Cleaning Systems at Nuclear Power Plants. IAEA-Technical Reports № 274. International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria, 1987.
9. Bruffey S.H., Jubin R.T., Jordan J.A. Capture of Elemental and Organic Iodine from Dilute Gas Streams by Silver-Exchanged Mordenite. — Procedia Chemistry, 2016, vol. 21, p. 293—299.
10. Robertson R.C. Conceptual Design Study of a Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor. ORNL-4541, Oak Ridge National Laboratory, 1971.
11. Бельтюков А.И., Карпенко А.И., Полуяков С.А., Ташлыков О.Л., Титов Г.П., Тучков А.М., Щеклеин С.Е. Атомные электростанции с реакторами на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. Учебное пособие. В 2 ч. Ч. 1. Под общ. ред. С.Е. Щеклеина, О.Л. Ташлыкова. — Екатеринбург: УрФУ, 2013. 548 с.
12. Leppanen J. Serpent — a Continuous Energy Monte-Karlo Reactor Physics Burnup Calculation Code. Helsinki, VTT Technical Research Centre of Finland, 2013.
13. Lyu X.W., Xia X.B., Zhang Z.H. et al. Analysis of tritium production in a 2 MW liquid-fueled molten salt experimental reactor and its environmental impact. — Nuclear Science and Technology, 2016, vol. 27, № 78; doi: 10.1007/s41365-016-0100-z.
14. Li H., Zhang D., Qin H., Li X., Deng J., Tian W., Su G., Qiu S. Study on tritium transport characteristics in fluoride-salt-cooled high-temperature advanced reactor. — Intern. J. of Hydrogen Energy, 2024, vol. 56, p. 1101—1110. ISSN 0360-3199; doi: 10.1016/j.ijhydene.2023.12.199.
15. Yoshioka R., Kinoshita M., Scott I. Molten Salt Reactors and Thorium Energy. T.J. Dolan (editor). Woodhead Publishing, 2017, p. 189—207; doi: 10.1016/B978-0-08-101126-3.00007-5.
16. Stopher M.A. The effects of neutron radiation on nickel-based alloys. — Materials Science and Technology, 2016, vol. 33; doi: 10.1080/02670836.2016.1187334.
17. Санитарные правила и нормативы. СанПиН 2.6.1.2523-09 “Нормы радиационной безопасности НРБ-99/2009”. Утв. Постановлением Главного санитарного врача Российской Федерации № 47 от 07 июля 2009 г.
18. Санитарные правила и нормативы. СП 2.6.1.2612-10 “Основные санитарные правила обеспечения радиационной безопасности (ОСПОРБ-99/2010)”. Утв. Постановлением Главного санитарного врача Российской Федерации № 40 от 26 апреля 2010 г.

Контактная информация —

Гаца Павел Владимирович,
научный сотрудник,
тел.: +7(915)198-80-33,

e-mail: gatsa.p.97@xmail.ru, Gatsa_PV@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 75—84.

УДК 621.039.536.2

Влияние структуры и фазового состава на характеристики трещиностойкости металла сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200

Д.А. Мальцев, А.П. Бандура, В.В. Василенко, Н.В. Степанов, С.А. Бубякин,
НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 25.11.2024

После доработки — 12.05.2025

Принята к публикации 12.05.2025

В работе выполнен сравнительный анализ макро- и микроструктуры сварных швов с различными структурами, сформированными в результате сварки по различным технологиям. Выполнен анализ влияния характеристик зёрненной структуры и фазового состава сварных швов реакторов ВВЭР-1000/1200 на их эксплуатационные характеристики в исходном состоянии. Установлены структурные особенности, обуславливающие различия в пределе текучести, критической температуры хрупкости и вязкости разрушения сварных соединений корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 в исходном состоянии.

Ключевые слова: корпус реактора, металл сварного шва, температура вязко-хрупкого перехода, вязкость разрушения, предел текучести, зёрненная структура, фазовый состав.

Effect of Structure and Phase Composition on Fracture Toughness of VVER-1000/1200 Reactor Pressure Vessel Welds. D.A. Maltsev, A.P. Bandura, V.V. Vasilenko, N.V. Stepanov, S.A. Bubyakin, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The paper presents a comparative analysis of the macro- and microstructure of weld metals with different structures formed as a result of various welding technologies. The influence of grain structure and phase composition of VVER-1000/1200 reactor pressure vessel welds on their operational characteristics in initial state is analyzed. Structural features causing differences in the yield strength, critical brittleness temperature and fracture toughness of VVER-1000/1200 reactor pressure vessel welds in the initial state are established.

Key Words: reactor pressure vessel, weld metal, ductile-brittle transition temperature, fracture toughness, yield strength, grain structure, phase composition.

EDN: DPFTIZ

Введение

В настоящее время для повышения экономической эффективности действующих и вновь строящихся энергоблоков их проектный срок службы повышен до 60 лет и более. В этой связи требования по уровню механических свойств материалов корпуса (одного из основных несменяемых элементов энергоблока) существенно увеличиваются как уже в исходном состоянии, так и по степени их деградации в процессе эксплуатации.

Опыт эксплуатации реакторов типа ВВЭР показал, что для реакторов первых проектов и для действующих реакторов ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 наиболее критичными элементами корпуса реактора, лимитирующими его срок службы с точки зрения хрупкой прочности, являются облучаемые сварные швы, расположенные напротив активной зоны реактора [1—6]. Таким образом, управление ресурсом корпуса реактора сводится, главным образом, к управлению ресурсом металла сварного шва за счёт

оптимизации химического состава и технологии его изготовления, обеспечивающих высокий уровень механических свойств в исходном состоянии и низкий темп радиационного охрупчивания в процессе эксплуатации. Кроме того, необходимо добиваться снижения разброса свойств по сечению сварного шва корпуса реактора, обусловленного локальными неоднородностями зёрненной структуры и фазового состава материала вследствие различий в условиях кристаллизации при сварке.

Совершенствование сварочных материалов корпуса реактора исторически происходило по двум направлениям: модернизация существующих сварочных материалов для действующих проектов и создание новых сварочных материалов для корпусов перспективных реакторов с увеличенными требованиями к уровню прочностных характеристик и ресурсу. Схема изменения основных легирующих элементов и примесей в сталях корпусов реакторов ВВЭР представлена на рис. 1.

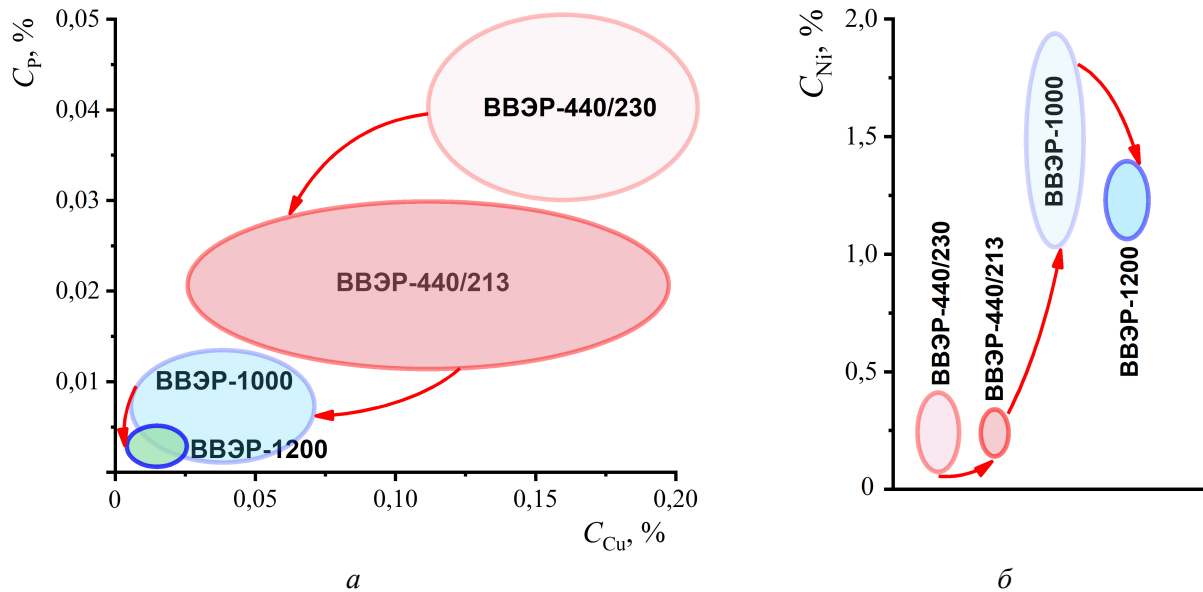


Рис. 1. Изменение содержания примесей (а) и концентрации никеля (б) в сталях корпусов реакторов ВВЭР

Сварку обечаек первых корпусов реакторов ВВЭР выполняли с использованием сварочной проволоки Св-10ХМФТ под флюсом АН-42 при высокой температуре нагрева (до 350 °С) с последующим высоким отпуском. По такой технологии были изготовлены все корпуса реакторов ВВЭР-440/230 первого поколения. Опыт эксплуатации этих корпусов показал, что сварные швы демонстрируют высокий темп радиационного охрупчивания и без проведения компенсирующих мероприятий не обеспечивают проектного срока службы [7—12]. Высокий темп радиационного охрупчивания этих сварных швов был обусловлен высоким содержанием в них вредных примесей, прежде всего меди и фосфора, входящих в состав образующихся под облучением радиационно-индуцированных преципитатов. Поэтому для реакторов ВВЭР-440/213 второго поколения использовали более чистую проволоку Св-10ХМФТУ и флюс АН-42М, что позволило добиться значительного снижения концентрации фосфора (до 0,012 мас.%) и меди (до 0,10 мас.%) в металле сварного шва [7, 8, 13] (см. рис. 1). Кроме того, температура предварительного и сопутствующего подогрева при изготовлении корпусов реакторов ВВЭР-440 впоследствии была снижена с 350 до 150—200 °С.

Корпуса реакторов ВВЭР-1000 имеют существенно большую толщину стенки по сравнению с реакторами ВВЭР-440 (190 мм против 140 мм). В этой связи для изготовления корпусов реакторов ВВЭР-1000 были использованы материалы с повышенным содержанием никеля, что способствовало увеличению прочност-

ных свойств и технологичности корпусных сталей, а также ограниченным содержанием вредных примесей, прежде всего фосфора, меди и серы (см. рис. 1).

Сварку обечаек корпусов реакторов ВВЭР-1000 осуществляли по двум технологическим вариантам с использованием сварочной проволоки марки Св-10ХГНМАА под флюсом ФЦ-16 или АН-17М и сварочной проволоки Св-08ХГНМТА и флюса НФ-18М. Оба технологических варианта обеспечивали низкий по сравнению с материалами ВВЭР-440 уровень содержания примесей в металле сварного шва (<0,15 мас.% Cu, <0,020 мас.% S, <0,025 мас.% P) и приемлемый уровень механических свойств в течение проектного срока службы корпуса [7, 8]. Позднее для дополнительного повышения прочностных характеристик металла сварного шва и обеспечения стабильно низких значений критической температуры хрупкости сварочная проволока Св-10ХГНМАА была заменена на Св-12Х2Н2МАА с флюсом ФЦ-16А с повышенным содержанием углерода и никеля. Необходимо отметить, что сварочную проволоку Св-08ХГНМТА использовали для металла сварного шва с содержанием никеля $\leq 1,5$ мас.%, а в случае использования сварного шва с повышенным содержанием никеля до 1,9 мас.% применяли сварочную проволоку Св-10ХГНМАА и Св-12Х2Н2МАА. При этом многочисленные исследования, проведенные ранее и в настоящее время [4—6, 14—18], показали, что увеличение содержания никеля в корпусных сталях способствует увеличению темпа радиационного охрупчивания за

счёт образования радиационно-индуцированных преципитатов на основе Ni—Mn—Si, а также повышения склонности сталей к зернограницному охрупчиванию вследствие дополнительного образования сегрегаций примесей по границам зёрен и межфазным границам. В этой связи было принято решение отказаться от использования сварочной проволоки Св-12Х2Н2МАН при сварке обечаек активной зоны реактора. В дальнейшем для увеличения расчётного и фактического срока службы корпусов реакторов ВВЭР-1000 была разработана сварочная проволока Св-09ХГНМТА-ВИ.

Начиная с 1995 г., для корпусов реакторов ВВЭР-1000 были введены дополнительные ограничения на содержание в проволоке Св-09ХГНМТА-ВИ никеля (до 1,3 мас.%) и следующих вредных примесей, мас. %: S < 0,006, P < 0,006, Sb < 0,008, Sn < 0,0010, As < 0,0010, Cu < 0,06. Во флюсе НФ-18М было снижено содержание серы и фосфора до ≤ 0,012 мас. % [7, 8]. Кроме того, начиная с 1995 г., для реакторов ВВЭР была предложена технология сварки обечаек корпусов в “узкую” разделку, что позволило существенно снизить материальные затраты вследствие значительного снижения материалоёмкости, затрат на электроэнергию и общую трудоёмкость, а также существенно сократить время изготовления оборудования. При этом технология сварки обечаек корпуса в узкую разделку должна была обеспечить повышение однородности структуры и механических свойств сварного соединения. Аналогичные сварочные материалы и технологии были применены впоследствии при сварке облучаемых обечаек корпусов реакторов проекта АЭС-2006.

Для реакторов ВВЭР поколения III+ конструкция корпуса реактора была усовершенствована за счёт увеличения габаритных размеров цилиндрических обечаек, что позволило вынести сварные швы за пределы активной зоны реактора, уменьшить их количество и существенно снизить материальные затраты на изготовление корпуса.

Наиболее проблемным местом в повышении надёжности и ресурса корпусного оборудования реакторных установок нового поколения также являлись сварочные материалы и технологии, которые позволили бы стабильно получать сварные соединения, сопоставимые по конструктивной прочности с основным металлом [7, 8, 13, 17, 19].

Для обечаек корпуса реактора отработана промышленная технология производства и термической обработки сталей нового поколе-

ния с мелкозернистой структурой и пониженным содержанием примесей со значениями критической температуры хрупкости в исходном состоянии –90 °С и ниже [3, 7, 20–22].

Таким образом, для корпусов реакторов типа ВВЭР управление ресурсом корпуса реактора сводится, главным образом, к управлению ресурсом металла сварного шва за счёт оптимизации химического состава и технологии изготовления, обеспечивающих высокий уровень механических свойств в исходном состоянии и низкий темп радиационного охрупчивания в процессе эксплуатации.

В работе для оценки влияния технологии сварки на эксплуатационные характеристики металлов сварных швов корпусов реакторов ВВЭР в исходном состоянии проведены сравнительные исследования их макро-, микроструктуры, а также фазового состава, сформированных в результате сварки по различным технологиям.

Материалы и методы исследования

Исследования проводили на образцах-свидетелях металла шва (МШ) корпусов реакторов ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 с различным содержанием никеля, изготовленных с использованием технологии сварки в стандартную и узкую разделку. Химический состав исследованных материалов приведён в табл. 1, схема разделки обечаек корпуса реактора под сварку показана на рис. 2.

Исследования фазового состава высокоразрешающими методами просвечивающей и растровой электронной микроскопии, а также фрактографические исследования сварных швов с различным содержанием никеля, изготовленных в стандартную и узкую разделку под сварку, были проведены ранее в работе [15].

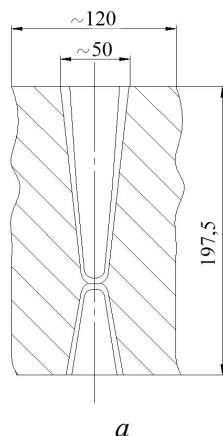
В настоящей статье представлены результаты исследований испытанных на вязкость разрушения образцов сварных швов методом дифракции обратно рассеянных электронов (EBSD), а также расширенные результаты механических испытаний.

Исследования методом EBSD проводили на образцах сварных швов с различным содержанием никеля и разным типом разделки, изготовленных из образцов типа SE(b) и СТ-0,5, после испытаний на вязкость разрушения.

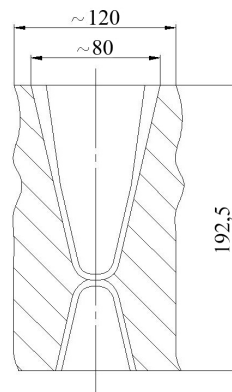
Характеристики исследованных образцов сварных швов представлены в табл. 2. При испытаниях на вязкость разрушения группы образцов, как правило, испытываются в достаточ-

Таблица 1. Химический состав исследованных материалов

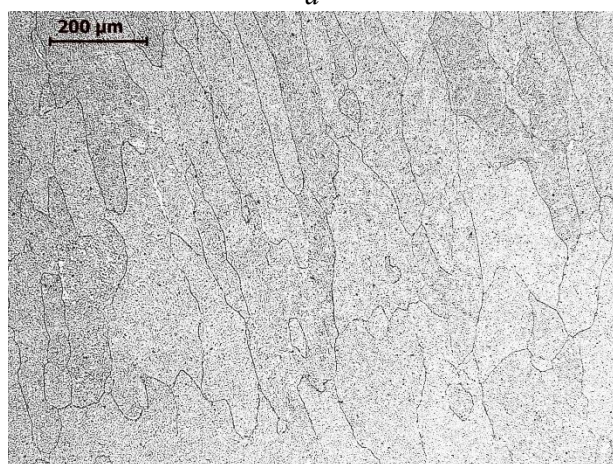
Материал	Тип разделки под сварку	C	Ni	P	Cu	S	Si	Mn	Mo	Cr	V
Св-08ХГНМТА	Стандартная	0,07	1,10— 1,22	0,009— 0,011	0,03— 0,04	0,007— 0,017	0,30— 0,35	0,72— 1,00	0,56— 0,61	1,40— 1,62	0,01— 0,02
Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	0,05— 0,08	1,27— 1,89	0,004— 0,012	0,02— 0,09	0,005— 0,019	0,26— 0,35	0,72— 1,09	0,55— 0,67	1,70— 1,96	0,01— 0,02
Св-12Х2Н2МАО	Узкая	0,07	1,15— 1,16	0,005— 0,009	0,04	0,003— 0,006	0,29— 0,33	0,65— 0,68	0,56— 0,57	1,70— 1,72	0,01— 0,02
Св-09ХГНМТАА-ВН	Стандартная	0,03— 0,07	1,10— 1,19	0,006— 0,009	0,03— 0,04	0,003— 0,006	0,38— 0,44	0,92— 1,07	0,57— 0,64	1,62— 1,73	0,01— 0,02
Св-09ХГНМТАА-ВН	Узкая	0,05— 0,08	1,19— 1,26	0,005— 0,007	0,01— 0,02	0,003— 0,007	0,35— 0,42	0,93— 1,04	0,58— 0,63	1,56— 1,70	0,01



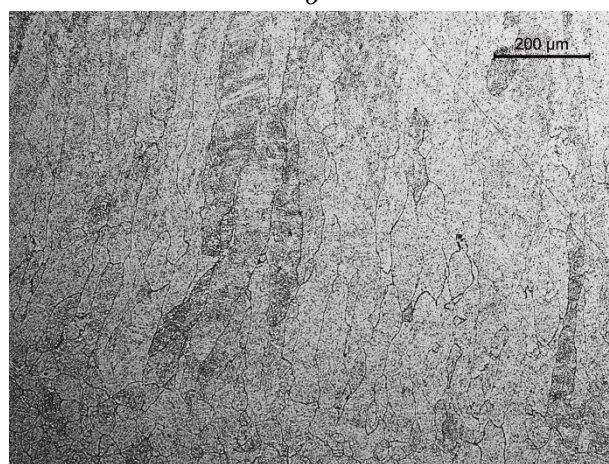
а



б



в



з

Рис. 2. Типы разделок кромок обечаек под сварку и типичные изображения микроструктуры сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200, изготовленных в узкую (а, в) и стандартную разделку (б, з)

но узком температурном интервале. По этой причине для сварных швов, значительно различающихся друг от друга по температуре вязкохрупкого перехода, отобрать образцы, испытанные на вязкость разрушения при близких темпе-

ратурах, не представлялось возможным. В этой связи исследования проводили на двух группах образцов: характеризующихся близкими значениями вязкости разрушения ($\sim 100 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$), но с различным химическим составом и ис-

Таблица 2. Характеристики исследованных образцов сварных швов

№ п/п	№ металла шва	Материал	Тип разделки	Ni, мас. %	Тип образца	T _{исп} , °C	K _{Ис} , МПа·м ^{1/2}	σ _{0,2} *, МПа	T ₁₀₀ , °C	T _{K0} , °C
1	МШ-1	Св-08ХГНМТА	Стандартная	1,12	SE(b)	–25	104,4	507	–10	–22
2	МШ-2	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,34	SE(b)	–142	99,5	722	–68	–57
3	МШ-3	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,61	SE(b)	–125	111,7	657	–124	–74
4	МШ-4	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,82	SE(b)	–115	104,1	632	–101	–54
5	МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	СТ-0,5	–30	101,0	592	–38	–13
6	МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	СТ-0,5	–10	71,9	578	–38	–13
7	МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	СТ-0,5	–10	210,1	578	–38	–13

*Значения предела текучести при температуре испытаний на вязкость разрушения рассчитаны на основании температурной зависимости предела текучести, полученной по результатам механических испытаний на статическое растяжение.

пытанных при различных температурах (см. табл. 2, № 1—5); одного химического состава, испытанных при одной температуре, но значительно различающихся по величине вязкости разрушения (см. табл. 2, № 6, 7).

EBSD-исследования

Материалы сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000 относятся к перлитным сталям со структурой отпущенного бейнита, которые в зависимости от химического состава и скорости охлаждения характеризуются различной макроструктурой и могут значительно различаться по уровню механических свойств. Применение метода EBSD позволяет получить информацию о характере распределения отдельных структурных элементов в материале, ограниченных малоугловыми и большеугловыми границами, к которым относятся рейки и пакеты бейнита, их морфологии и распределении ориентаций границ в материале, что оказывает существенное влияние на прочностные свойства и радиационную стойкость стали [23—27].

Исследования методом EBSD проводили на шлифах, подготовленных непосредственно под поверхностью излома образцов типа SE(b) и СТ-0,5 после испытаний на вязкость разрушения. Шлифы изготавливали с использованием комплекса пробоподготовки, включающего в себя высокопроизводительный настольный отрезной станок Struers (Дания), автоматический пресс для горячей запрессовки образцов Struers и настольный шлифовально-полировальный станок Tegramin-30, Struers. Шлифовку образцов проводили на алмазном диске. Полировку образцов проводили с использованием суспензий Struers DiaPro и DiaPro Dur с размерами алмазных составляющих 3 и 1 мкм и суспензии

на основе диоксида кремния для удаления локальных деформаций на поверхности образца на конечной стадии.

Исследования образцов проводили с использованием автоэмиссионного сканирующего электронного микроскопа в тяжёлом радиоактивном исполнении Merlin (Zeiss, Германия) с системой дифракции обратно рассеянных электронов. Изображение получали во вторичных электронах при ускоряющем напряжении 20 КэВ и токе зонда ~5 нА. Исследования осуществляли при увеличениях 100—10 000 крат. Получение карт кристаллографических ориентаций зёрен проводили при увеличениях 500 и 2500 крат с шагом сканирования 300 и 100 нм соответственно. При этом картины дифракции Кикучи были получены с использованием программного комплекса Aztec. Программный пакет Aztec Crystal использовали при обработке ориентационных карт зёрен с определением размеров и морфологии структурных элементов путём определения длины границ и распределения разориентаций соседних элементов. Плотность границ каждого типа определяли как отношение общей длины границ на снимке к площади снимка, что в соответствии с основным стереографическим тождеством соответствует их объёмной плотности [28]. Для оценки морфологии элементов структуры каждый структурный элемент описывали в виде эллипса и определяли соотношение большой и малой осей.

Механические испытания

Исследования механических свойств проводили по результатам испытаний на ударный изгиб, вязкость разрушения и статическое растяжение.

Испытания образцов сталей на статическое растяжение и обработку результатов измерений проводили согласно российскому стандарту [29] на универсальной разрывной машине Zwick/Roell с усилием 30 кН при температуре 23 °С.

Испытания образцов на ударный изгиб проводили в материаловедческой защитной камере. Стандартные образцы Шарпи размером 10×10×55 мм испытывали на маятниковом копре RKP-300, имеющем запас потенциальной энергии 300 Дж. Значения критической температуры хрупкости по результатам испытаний всех типов образцов на ударный изгиб определяли в соответствии с методикой [30].

Испытания образцов на вязкость разрушения проводили в соответствии со стандартами [31—33] на универсальной испытательной машине Zwick/Roell Z100 (Германия) с усилием до 100 кН. Испытательная машина имеет свидетельство о прохождении ежегодной государственной поверки, выданное Федеральным агентством по техническому регулированию и метрологии ФБУ “Ростест-Москва”.

Стандарт [32] был введён в действие в 2021 г., до этого момента все результаты испытаний на вязкость разрушения обрабатывались в соответствии с [33, 31].

Результаты и обсуждение результатов

Результаты EBSD-исследований. Сварные соединения корпусов реакторов типа ВВЭР-1000 и корпусов проекта АЭС-2006 выполнены многопроходной автоматической дуговой сваркой с подогревом обечаек в области сварки до температуры ~200 °С. Обечайки корпуса, выполненные из стали 15Х2НМФА и её модификаций, перед сваркой подвергают стандартной основной термической обработке, включающей аустенизацию при температурах ~900—915 °С, закалку в воду и последующий высокий отпуск при температуре 650 °С в течение 30 ч. Микроструктура обечаек корпуса перед сваркой представляет собой отпущенный бейнит. После сварки сварные соединения подвергаются немедленному промежуточному отпуску при температуре ~620 °С в течение 2 ч для снятия напряжений и на завершающей стадии — окончательному высокому отпуску при температуре ~650 °С в течение 10 ч [34].

Конечная микроструктура исследованных сварных швов определяется технологией и теп-

ловым режимом сварки, которые обуславливают особенности первичной кристаллизации и фазовые превращения, происходящие в материале при охлаждении после первого и последующих проходов, а также процессами, происходящими при промежуточном и окончательном отпуске. Основным фазовым превращением, происходящим в материале сварных швов при охлаждении, является распад аустенита на ферритно-карбидную смесь. Необходимо отметить, что в условиях многопроходной сварки формирование зёрненной структуры и микроструктуры (блоков и пакетов) может происходить при различных проходах. Формирование зёрненной структуры происходит при первичной кристаллизации и перекристаллизации части материала при формировании соседних валиков, в то время как формирование блоков и пакетов бейнита определяется, главным образом, скоростью охлаждения в диапазоне температуры 800—500 °С. Кроме того, типы и морфология образующихся при таком распаде структурных элементов, помимо скорости охлаждения, существенно зависят от химического состава стали, определяющего положение кривых на анизотермической диаграмме распада аустенита.

Как упоминалось ранее, металл сварных соединений корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 существенно различается по химическому составу, прежде всего по содержанию никеля. При использовании сварочной проволоки Св-08ХГНМТА содержание никеля в металле сварного шва не превышало 1,5 мас.%, а в случае применения сварочной проволоки Св-12Х2Н2МА-А достигало 1,9 мас.%. Существенные различия в химическом составе сварочных материалов даже при одинаковой технологии и тепловом режиме сварки могут приводить к значительным различиям в характере распределения, морфологии и типах структурных элементов (пакетов и блоков), образующихся при распаде аустенита и, главным образом, определяющих эксплуатационные свойства стали.

На рис. 3 представлены ориентационные карты распределения структурных элементов, разделённых малоугловыми и большеугловыми границами, в сварных швах корпусов реакторов ВВЭР-1000, изготовленных в стандартную разделку с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МА-А с различным содержанием никеля, полученные по результатам EBSD-исследований.

Из рис. 3 видно, что исследованные сварные швы в зависимости от содержания никеля ха-

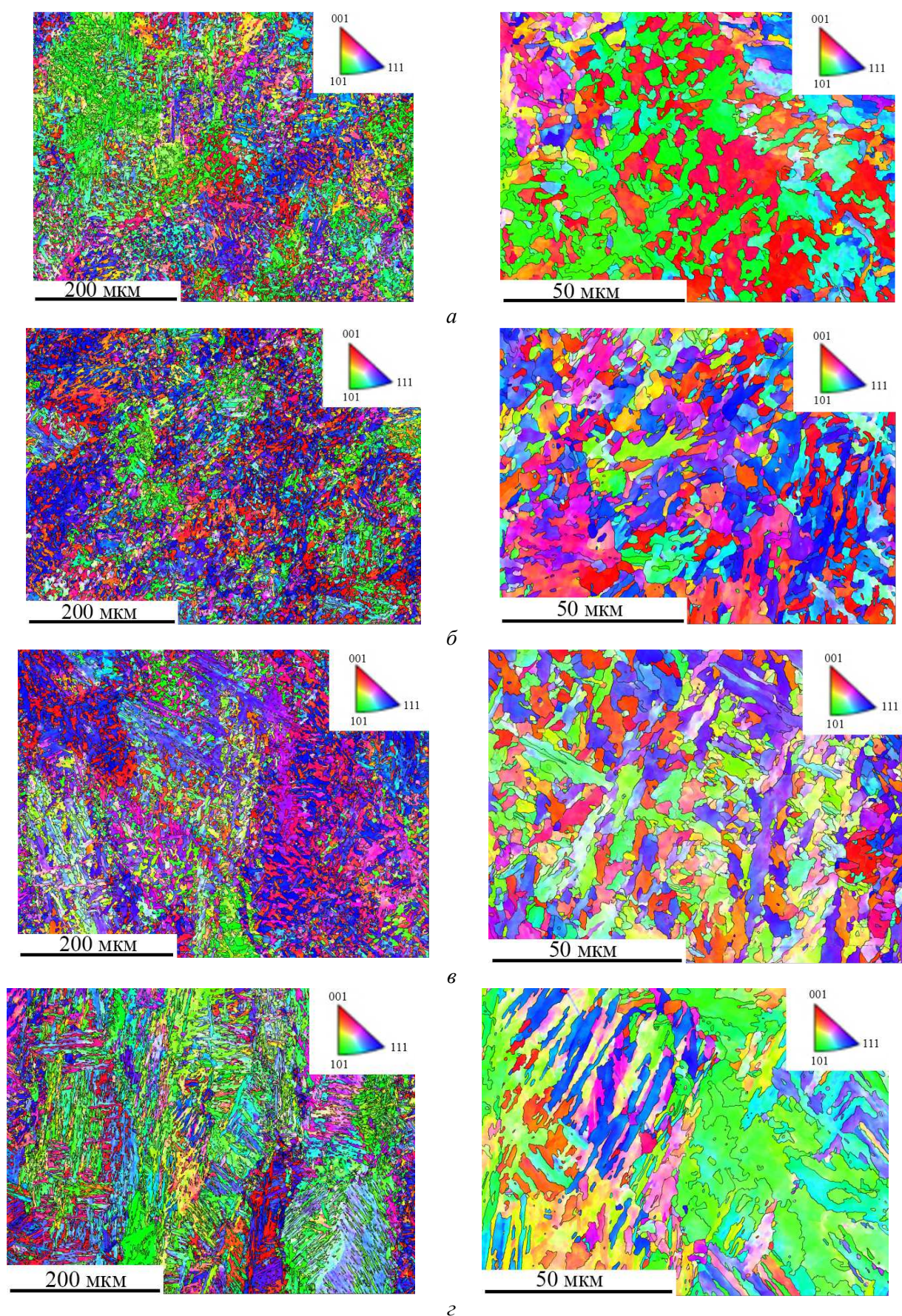


Рис. 3. Ориентационные карты распределения структурных элементов в сварных швах корпусов реакторов ВВЭР-1000 с различным содержанием никеля, изготовленных в стандартную разделку под сварку с использованием проволок Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МА-А: а — МШ-1, Ni — 1,12 мас.%; б — МШ-2, Ni — 1,34 мас.%; в — МШ-3, Ni — 1,61 мас.%; г — МШ-4, Ni — 1,82 мас.%

рактируются различной морфологией структурных элементов. Для сварного шва МШ-1 с содержанием никеля 1,12 мас.% характерно присутствие в микроструктуре преимущественно блоков с морфологией, близкой к равноосной. Микроструктура со слабовытянутыми и равноосными блоками характерна для нижнего и гранулярного бейнита [23, 25, 35]. По мере увеличения содержания никеля в сварном шве наблюдается постепенное смещение формы бейнитных блоков от равноосной к реечной. Об изменении морфологии бейнитных блоков также свидетельствует монотонное увеличение среднего соотношения большого и малого диаметров эллипсов, описывающих структурные элементы, с ростом содержания никеля (табл. 3).

На рис. 4 представлены распределения разориентаций границ структурных элементов в исследованных образцах сварных швов с различным содержанием никеля, полученные по результатам EBSD-анализа.

Из рис. 4 видно, что для МШ-1 с содержанием никеля 1,12 мас.% характерно преобладание малоугловых границ с углом разориентации до 10° . При этом в области большеугловых границ с углом разориентации более 50° отсутствует выраженный максимум и распределение более близко к случайному характеру. Подобный характер распределения разориентации границ структурных элементов с преобладанием малоугловых границ и отсутствием выраженного максимума в области границ с разориентировкой более 50° близок к распределениям, наблюдаемым для структур с преобладанием верхнего и гранулярного бейнита [25, 26, 36]. По одним данным глобулярный бейнит образу-

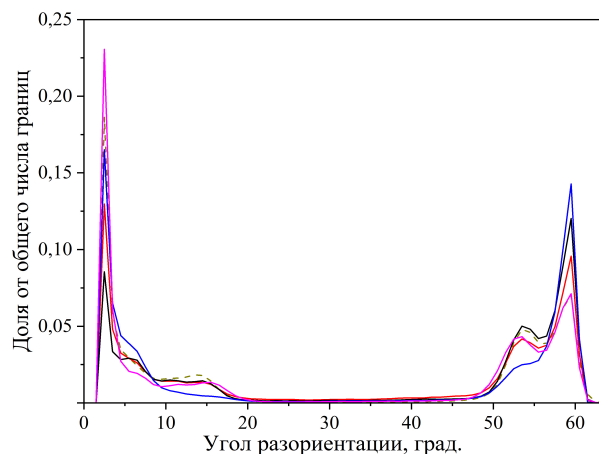


Рис. 4. Распределение углов разориентаций границ структурных элементов в образцах сварных швов с различным содержанием никеля, изготовленных в стандартную и узкую разделку под сварку: — — — — — Ni — 1,12 мас.%, стандартная разделка; — — — — — Ni — 1,34 мас.%, стандартная разделка; — — — — — Ni — 1,61 мас.%, стандартная разделка; — — — — — Ni — 1,82 мас.%, стандартная разделка; — — — — — Ni — 1,26 мас.%, узкая разделка

ется лишь при непрерывном охлаждении, по другим — может возникать и в изотермических условиях [35, 37]. Формирование глобулярного бейнита происходит в верхней части температурного интервала промежуточного превращения. В работе [38] отмечается, что глобулярный бейнит и реечный бейнит игольчатой морфологии могут появляться в одном температурном интервале, но глобулярный бейнит возникает при более медленном охлаждении, чем игольчатый.

С ростом содержания никеля в стали при идентичной технологии сварки и разделки

Таблица 3. Характеристики структурных элементов в исследованных образцах сварных швов с различным содержанием никеля, изготовленных в стандартную и узкую разделку, полученные по результатам EBSD-анализа

№	Материал	Тип разделки	Ni, мас.%	K_{Jc} , МПа·м ^{1/2}	Соотношение диаметров*	Доля БУГ**	Общая плотность границ, 1/мкм	Плотность БУГ, 1/мкм
МШ-1	Св-08ХГНМТА	Стандартная	1,12	104,4	2,28	0,54	0,98	0,52
МШ-2	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,34	99,5	2,40	0,62	1,07	0,61
МШ-3	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,61	111,7	2,54	0,68	1,04	0,69
МШ-4	Св-12Х2Н2МАО	Стандартная	1,82	104,1	3,37	0,58	1,06	0,62
МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	101,0	2,42	0,55	1,23	0,67

*Соотношение большого и малого диаметров эллипса, описывающих структурный элемент.
 **БУГ — большеугловые границы.

наблюдается тенденция к снижению доли малоугловых границ и появлению выраженного максимума в области границ с углом разориентации соседних структурных элементов более 50° (см. рис. 4), что свидетельствует о смещении вида распределения разориентировок границ структурных элементов к распределению, характерному для образцов со структурой нижнего бейнита и мартенсита. Для образцов МШ-1—МШ-4, изготовленных в стандартную разделку с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МА-А, с ростом содержания никеля наблюдается тенденция к увеличению плотности большеугловых границ и соответственно дисперсности (размера структурных элементов) структуры (см. табл. 3).

Таким образом, EBSD-исследования показывают, что для сварных швов, изготовленных по идентичной технологии сварки в стандартную разделку с использованием проволок Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МА-А, с ростом содержания никеля наблюдается тенденция изменения морфологии структурных элементов от равноосной к реечной форме, а также характера распределения разориентации границ структурных элементов от верхнего и гранулярного бейнита к структурам нижнего бейнита. Полученные результаты хорошо согласуются с литературными данными, свидетельствующими о том, что увеличение содержания никеля в корпусных сталях приводит к увеличению технологичности стали и повышению ресурсных характеристик за счёт увеличения прокаливаемости [39—42]. Влияние никеля на прочностные характеристики низколегированных сталей обусловлено тем, что легирование никелем замедляет распад аустенита, способствует снижению критической скорости закалки и увеличению дисперсности стали [16, 39, 40, 43].

Стоит отметить, что сварные швы корпусов реакторов ВВЭР-1000 с повышенным содержанием никеля, как правило, характеризуются также несколько большим содержанием хрома. Так, сварные швы с содержанием никеля 1,27—1,89 мас.% (см. табл. 1), изготовленные в стандартную разделку, характеризуются содержанием хрома 1,70—1,96 мас.%, в то время как для металлов сварных швов с содержанием никеля 1,10—1,26 мас.%, изготовленных в стандартную и узкую разделку, составляет 1,40—1,73 мас.% и 1,56—1,72 мас.% соответственно. Хром, как и никель, повышает прокаливаемость стали за счёт снижения критической скорости закалки и способствует обеспечению высокого отпуска сварных швов для устранения

остаточных напряжений за счёт повышения температуры перлитного превращения A_{c1} [35, 39, 40, 44].

Кроме того, необходимо отметить, что все сварные швы исследовали в состоянии после высокого отпуска при температуре 650°C . Проведение высокотемпературного отпуска металла сварных швов, помимо процессов, связанных с эволюцией карбидных фаз, сопровождается изменениями в дислокационной структуре. Развитие этих процессов сдерживается выделениями карбидных фаз, закрепляющих отдельные дислокации и дислокационные стенки. Однако на ранних стадиях, когда плотность карбидов невелика, проведение высокотемпературного отпуска низколегированных сталей приводит к резкому падению протяжённости малоугловых границ [39]. Проведённые EBSD-исследования показали, что исследованные материалы сварных швов МШ-1—МШ-4 с различным содержанием никеля, изготовленные со стандартной разделкой под сварку с использованием проволок Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МА-А, характеризуются близкой общей плотностью границ, при этом разница в плотности большеугловых границ более существенна, что, по всей видимости, обусловлено снижением плотности малоугловых границ в процессе высокотемпературного отпуска.

На рис. 5 представлены результаты EBSD-исследований сварных швов, изготовленных в узкую разделку под сварку с использованием проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ. Видно, что в случае узкой разделки микроструктура сварных швов характеризуется преимущественно слабо вытянутой морфологией структурных элементов и близка к микроструктуре сварных швов с близким (до 1,27 мас.%) содержанием никеля, изготовленных в стандартную разделку. Распределение разориентаций границ структурных элементов в случае сварных швов, изготовленных в узкую разделку под сварку, как и в случае образцов со стандартной разделкой, свидетельствует о преобладании в структуре границ с разориентацией соседних структурных элементов до 10° , что характерно для структур гранулярного и верхнего бейнита [25, 26, 36]. Идентичность микроструктуры и характера распределения разориентаций границ структурных элементов образцов МШ-1 и МШ-5 при близких значениях K_{IC} (см. табл. 3), изготовленных в стандартную и узкую разделку под сварку с использованием различных сварочных материалов, вероятно, обусловлена близким содержанием основных легирующих элементов,

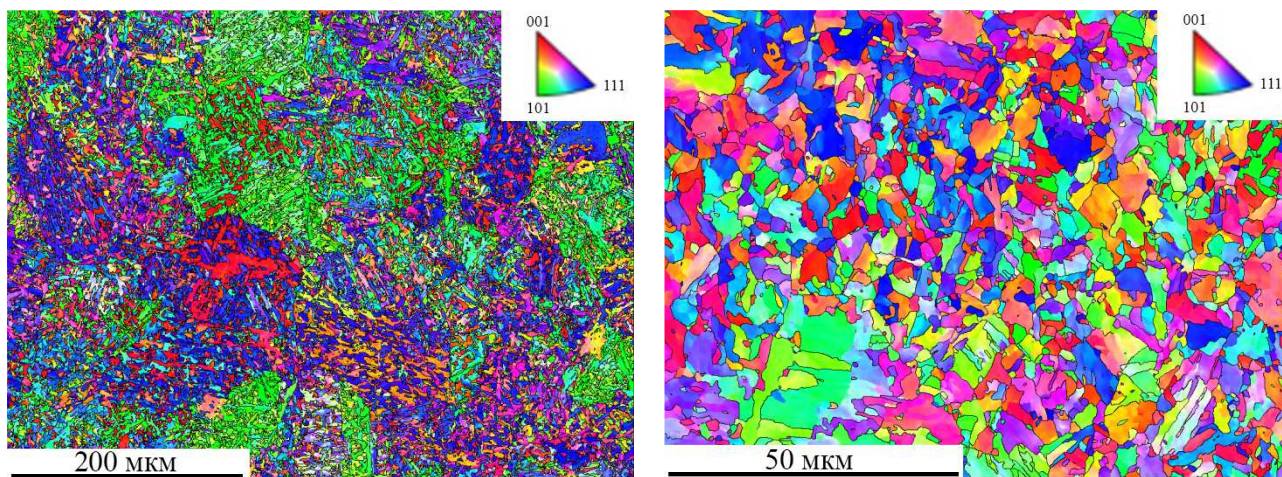


Рис. 5. Ориентационные карты распределения структурных элементов в МШ корпуса реактора ВВЭР-1200 с содержанием никеля 1,19 мас.%, изготовленном в узкую разделку под сварку с использованием проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ

определяющих положение кривых на анизотермической диаграмме распада аустенита. В то же время плотность границ в случае сварного шва, изготовленного в узкую разделку, существенно выше, чем в случае стандартной разделки (см. табл. 3). Повышенная плотность малоугловых границ в МШ-5 по сравнению со сварными швами, изготовленными в стандартную разделку, может быть обусловлена повышенной плотностью карбидов, препятствующих движению дислокаций при отпуске, как было показано в работе [15]. Плотность большеугловых границ, характеризующая размер бейнитных блоков ($1/n_{\text{буг}}$), для сварного шва, изготовленного в узкую разделку, соответствует плотности большеугловых границ сварных швов, изготовленных в стандартную разделку под сварку, но с более высоким содержанием никеля, характеризующихся более высокой дисперсностью структуры.

Следует отметить, что во всех исследованных образцах сварных швов по результатам EBSD-исследований не обнаружено участков структурно-свободного феррита в бейнитной матрице, образование которого может наблюдаться при замедлении скорости охлаждения или повышении температуры подогрева при сварке. Образование структурно-свободного феррита по границам наследственных столбчатых зёрен характерно для сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-440/230 и наблюдалось в работе [27].

Наблюдаемые различия в плотности границ сварных швов, изготовленных в узкую и стандартную разделку, могут быть обусловлены как некоторыми различиями в химическом составе сварочных материалов, так особенностями тем-

пературно-временных параметров термоциклов при сварке. Металлы сварных швов МШ-1—МШ-4 изготовлены с применением сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, используемых при изготовлении корпусов реакторов ВВЭР-1000 до 2000-х гг., в то время как для изготовления МШ-5 была использована сварочная проволока Св-09ХГНМТАА-ВИ, применяемая для корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 после 2000-х гг.

В соответствии с [45] режимы сварки обещают при изготовлении корпуса реактора как в случае стандартной разделки, так и в случае узкой варьироваться в широких пределах, что может приводить к различиям в температурно-временных циклах при сварке и, как следствие, в конечной микроструктуре сварных швов.

В работах [15, 46] показано, что при одинаковых сварочных материалах и режиме сварки в случае узкой разделки за счёт изменений условий теплоотвода, обусловленных различиями только в геометрии разделки, максимальная температура в области зоны термического влияния и в области сварного шва, находящейся непосредственно под свариваемым валиком, ниже на $\sim 70^\circ\text{C}$, чем в случае стандартной разделки. Изменение условий теплоотвода при сварке в узкую разделку приводит к более равномерному распределению бейнитной фазы, но при этом по сравнению со стандартной разделкой снижается объём рекристаллизованного металла в области сварного шва [46]. Уменьшение зоны перекристаллизации соседних валиков, в свою очередь, при прочих равных условиях приводит к увеличению размеров валиков и доли столбчатых зёрен в сварных швах, изготовленных в узкую разделку, как отмечалось в статье ранее.

С другой стороны, в работе [15] также отмечалось, что размер первичных аустенитных столбчатых зёрен в случае МШ с узкой разделкой существенно выше, чем в металлах сварных швов, изготовленных в стандартную разделку. Увеличение размера первичных аустенитных столбчатых зёрен при сварке, как правило, обусловлено увеличением максимальной температуры при сварочном цикле и длительности пребывания металла выше температуры интенсивного роста зерна и наблюдается при увеличении погонной энергии сварки [13, 41, 44, 47, 48].

Кроме того, необходимо учитывать, что уменьшение количества валиков в сечении сварного шва при сварке в узкую разделку приводит к снижению количества термоциклов при многопроходной сварке и снижению общего времени нахождения металла шва в температурном интервале, соответствующем отпуску, что также может обуславливать различную дисперсность сварных швов, изготовленных в узкую разделку и стандартную разделку кромок под сварку.

Для выявления микроструктурных особенностей, обуславливающих разброс значений вязкости разрушения при механических испытаниях, были проведены EBSD-исследования образцов одного химического состава, испытанных при одной температуре, но значительно различающихся по величине K_{Jc} . Исследования проводили на примере образцов типа СТ-0,5 МШ-5, изготовленного в узкую разделку под сварку, что, как упоминалось ранее, должно приводить к более однородному распределению бейнита в области сварного шва. Характеристики исследованных образцов МШ-5 представлены в табл. 4.

На рис. 6 представлены результаты EBSD-исследований микроструктуры образцов типа СТ-0,5 МШ-5, изготовленного в узкую разделку под сварку, испытанных на вязкость разрушения при одинаковой температуре и характеризующихся различными значениями K_{Jc} . Распределение углов разориентаций границ структурных элементов в образцах металла сварного шва МШ-5, испытанных на вязкость разруше-

ния при одинаковой температуре, но характеризующихся различными значениями K_{Jc} , представлено на рис. 7.

Из рис. 6 видно, что в образцах МШ-5 микроструктура характеризуется слабо вытянутой морфологией блоков бейнита. Общая плотность границ структурных элементов (см. табл. 4) значимо не различается. В то же время распределение разориентаций границ структурных элементов в случае сварных швов смещено от области верхнего бейнита для образца с $K_{Jc} = 71,9 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ в сторону области, соответствующей нижнему бейниту. Так, для образца с меньшим значением вязкости разрушения в распределении (см. рис. 7) преобладают малоугловые границы с углами разориентации соседних структурных элементов до 10° . Для образца с $K_{Jc} = 210,1 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ доля большеугловых границ и их плотность существенно увеличиваются. Между тем в работах [25, 36, 37, 49, 50] показано, что отклонение трещин при высокоскоростном разрушении по механизму скола происходит именно на большеугловых границах с углом разориентации соседних структурных элементов более 15° , в то время как границы с низкими углами разориентации от 2 до 15° участвуют только в упрочнении материала. Таким образом, увеличение доли большеугловых границ при близких значениях общей плотности границ в исследованных образцах способствует повышению трещиностойкости.

Результаты механических испытаний.

Стойкость исследованных сварных швов к хрупкому разрушению оценивали по результатам механических испытаний на вязкость разрушения и ударный изгиб. На рис. 8 представлены зависимости референсной температуры, определяющей трещиностойкость сталей корпусов реакторов (T_{100}), и критической температуры хрупкости сварных швов (T_K), изготовленных в стандартную и узкую разделку, от содержания никеля.

Из рис. 8 видно, что как для температуры T_{100} , так и для критической температуры хрупкости в исходном состоянии T_{K0} независимо от типа разделки под сварку наблюдается сниже-

Таблица 4. Характеристики структурных элементов образцов МШ-5 с различными значениями вязкости разрушения, полученные по результатам EBSD-анализа

№	Материал	Тип разделки	Ni, мас. %	K_{Jc} , МПа·м ^{1/2}	Соотношение диаметров	Доля БУГ	Общая плотность границ, 1/мкм	Плотность БУГ, 1/мкм
МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	71,9	2,38	0,49	1,24	0,63
МШ-5	Св-09ХГНМТАА-ВИ	Узкая	1,19	210,1	2,47	0,63	1,19	0,75

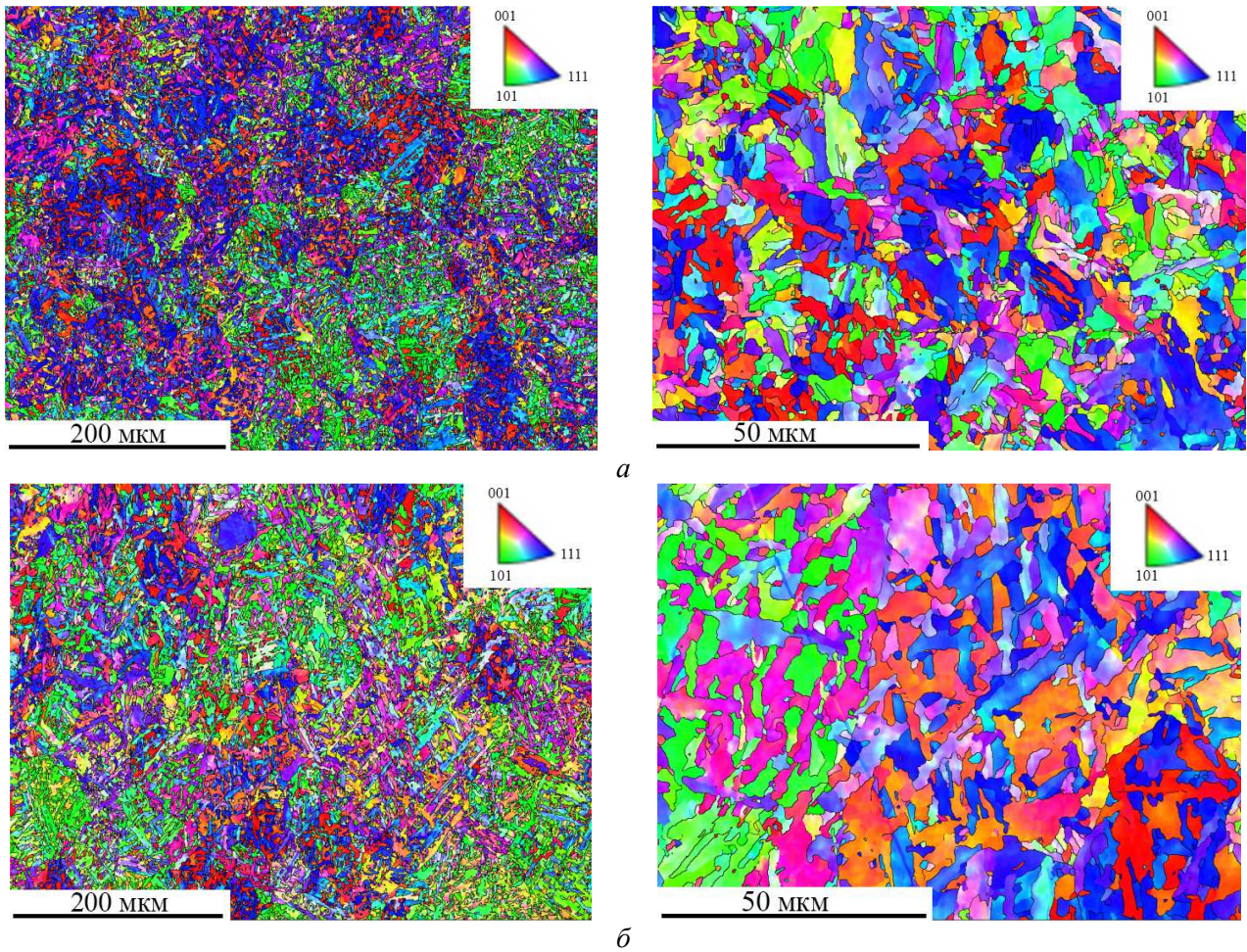


Рис. 6. Ориентационные карты распределения структурных элементов в образцах сварного шва корпуса реакторов ВВЭР-1200, испытанных на вязкость разрушения при одинаковой температуре, характеризующихся различными значениями K_{Jc} : а — $K_{Jc} = 71,9 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$; б — $K_{Jc} = 210,1 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$

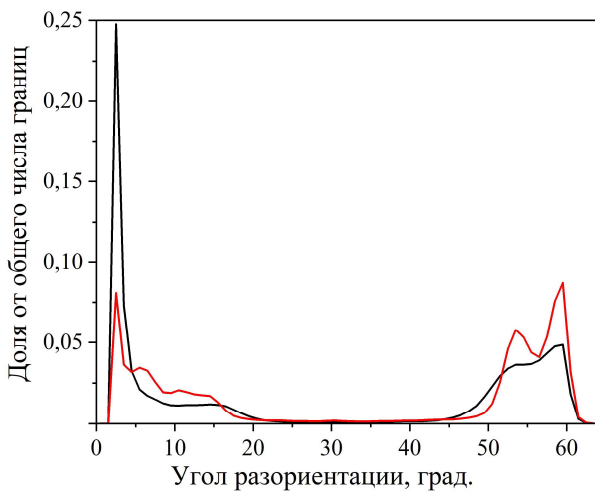


Рис. 7. Распределение углов разориентаций границ структурных элементов в образцах металла сварного шва МШ-5, изготовленного в узкую разделку под сварку, испытанных на вязкость разрушения при одинаковой температуре, характеризующихся различными значениями K_{Jc} : — $K_{Jc} = 71,9 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ ($>15^\circ$, $-0,49$); — $K_{Jc} = 210,1 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ ($>15^\circ$, $-0,63$)

ние температуры вязко-хрупкого перехода при увеличении содержания никеля в сварном шве.

Влияние никеля на температуру вязко-хрупкого перехода сварного шва, как отмечалось ранее и в работах [21, 51, 52], обусловлено увеличением степени дисперсности структуры за счёт снижения критической скорости закалки. Кроме того, никель в твёрдом растворе матрицы железа заменяет жёсткие обменные ковалентные связи металлическими, не снижая при этом электронную концентрацию [53—55]. При подавлении за счёт легирования ковалентных связей в о.ц.к.-решётке и формировании субструктуры в кристаллической подсистеме, как показано в работе [54], можно получать высокую пластичность при низких температурах деформации. В работах [53, 56, 57] отмечалось влияние никеля на взаимодействие дислокаций с атомами внедрения. Увеличение содержания никеля в стали приводит к уменьшению взаимодействия дислокаций с атомами внедрения и, как следствие, уменьшению сопротивления

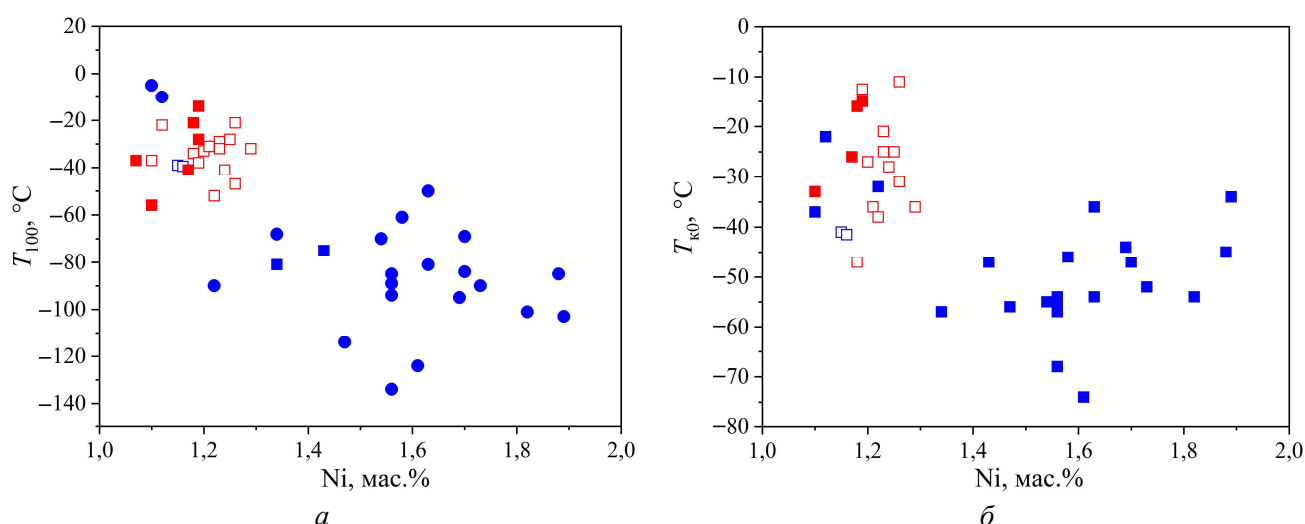


Рис. 8. Зависимость температуры T_{100} (а) и критической температуры хрупкости $T_{к0}$ металлов сварных швов (б), изготовленных в стандартную и узкую разделку, от содержания никеля: ■ — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАН, стандартная разделка (СТ-0,5); □ — Св-12Х2Н2МАН, узкая разделка (СТ-0,5); ● — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАН, стандартная разделка SE(б); ■ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, стандартная разделка (СТ-0,5); □ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, узкая разделка (СТ-0,5)

кристаллической решётки движению незакреплённых дислокаций, что выражается в повышении пластичности и трещиностойкости стали и снижении температуры вязко-хрупкого перехода.

Проведённые EBSD-исследования показали, что с ростом содержания никеля в стали при идентичной технологии сварки и разделки наблюдается тенденция к смещению вида распределения разориентировок границ структурных элементов от соответствующих нижнему и гранулярному бейнитам к виду, характерному для образцов со структурой нижнего бейнита и мартенсита, что выражается в увеличении плотности большеугловых границ и соответственно дисперсности структуры (уменьшении размера структурных элементов). Определяющая роль малоугловых и большеугловых границ в формировании уровня механических характеристик низколегированных бейнитных сталей показана в результатах многих работ. Так, в работах [35, 36, 58, 59] показано, что для бейнитных сталей размеры блоков и пакетов выступают в качестве эффективного размера зерна при расчёте субструктурного упрочнения стали по уравнению Холла—Петча. В работе [53] показана связь размера структурных элементов с разориентировками более 5 °С с температурой вязко-хрупкого перехода. В работах [58, 60—62] показана определяющая роль большеугловых границ в отклонении хрупкой трещины в процессе её распространения.

Для исследованных сварных швов с различным содержанием никеля для случая стан-

дартной разделки под сварку также наблюдается хорошая корреляция между плотностью большеугловых границ и температурами T_{100} и T_k , характеризующими склонность стали к хрупкому разрушению (рис. 9), что хорошо согласуется с литературными данными и обусловлено тенденцией к увеличению дисперсности структуры с ростом концентрации никеля.

Металл сварного шва МШ-5, изготовленный в узкую разделку под сварку, значительно отклоняется от такой зависимости. Как упоминалось ранее, МШ-5 характеризуется высокой дисперсностью структуры, типичной для сварных швов с более высоким содержанием никеля, изготовленных в стандартную разделку, но при этом существенно более высокими значениями T_{100} и T_k .

Влияние дисперсности структуры на величину температуры вязко-хрупкого перехода можно объяснить, исходя из схемы Давиденкова—Иоффе, в соответствии с которой критическая температура хрупкости определяется как пересечение температурных зависимостей напряжения отрыва и предела текучести материала [63, 64]:

$$S_c = \sigma_{0,2}(T). \quad (1)$$

Напряжение отрыва S_c , соответствующее напряжению распространения микротрещины скола через структурный барьер, практически не зависит от температуры и в соответствии с критерием Гриффитса [65]

$$S_c \sim \frac{A}{\sqrt{d}}, \quad (2)$$

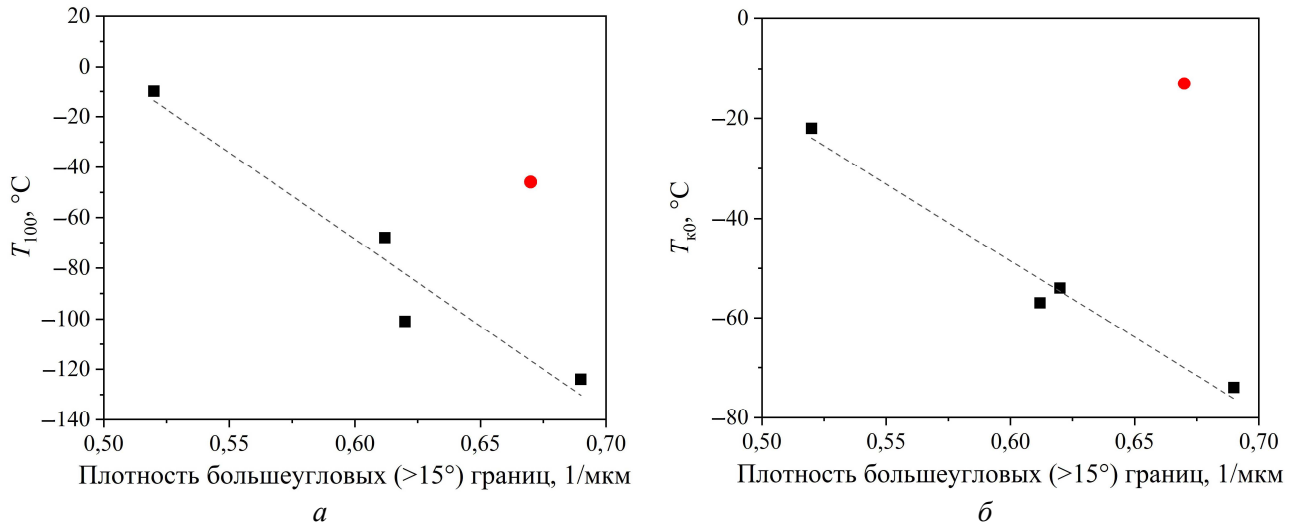


Рис. 9. Зависимость температуры T_{100} (а) и $T_{к0}$ (б) металлов сварных швов, изготовленных в стандартную и узкую разделку, от плотности большеугловых границ: ■ — Св-08ХГНМТА, Св-12Х2Н2МАО, стандартная разделка; ● — Св-09ХГНМТАА-ВИ, узкая разделка

где d — длина микротрещины, равная размеру структурного элемента при распространении микротрещины через бейнитный блок или пакет.

Предел текучести, помимо упрочнения в соответствии с соотношением Холла—Петча за счёт структурных границ $\left(\sigma_{HP} \sim \frac{B}{\sqrt{d}}\right)$, определяется трением решётки (σ_0), твёрдорастворным упрочнением (σ_{ss}), дислокационным упрочнением (σ_{disl}) и дисперсионным упрочнением за счёт выделений вторых фаз (σ_d):

$$\sigma_{0,2} = \sigma_0 + \sigma_{ss} + \sigma_{HP} + \sigma_{disl} + \sigma_d. \quad (3)$$

Оценка предела текучести по характеристикам микроструктуры низколегированных бейнитных сталей, выполненная в работах [21, 66], показала, что вклад структурного упрочнения не превышает 20—25%. Таким образом, изменение размера структурных элементов в большей степени приводит к изменению напряжения распространения микротрещины скола, чем предела текучести. По этой причине увеличение дисперсности структуры с ростом содержания никеля в стали наряду с упрочнением приводит к снижению температуры вязкохрупкого перехода.

На рис. 10 представлена зависимость предела текучести сварных швов КР ВВЭР-1000/1200, выполненных в стандартную и узкую разделку кромок под сварку, от содержания никеля в стали. Из рис. 10 видно, что для всех металлов сварных швов, изготовленных с применением сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, независимо от типа разделки наблюдаются повышенные значения предела текучести по срав-

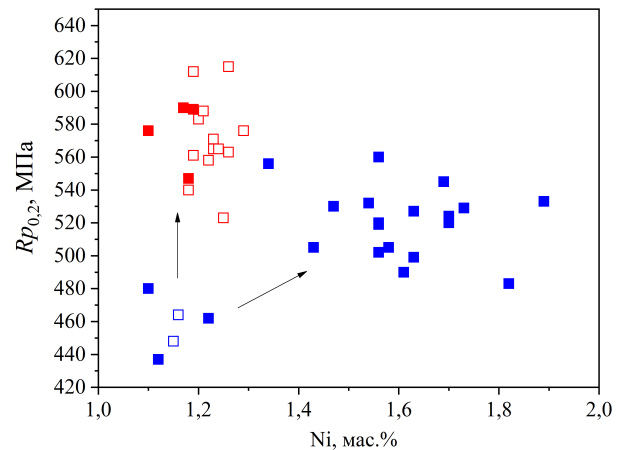


Рис. 10. Зависимость предела текучести сварных швов, изготовленных в стандартную и узкую разделку, от содержания никеля: ■ — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАО, стандартная разделка; □ — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАО, узкая разделка; ■ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, стандартная разделка; □ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, узкая разделка

нению с МШ, изготовленными из сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО, применяемых для сварки корпусов реакторов ВВЭР-1000 до 2000-х гг. Для металлов сварных швов, изготовленных с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО, наблюдается тенденция к увеличению прочностных характеристик с ростом содержания никеля в стали. При этом для металлов сварных швов, изготовленных с использованием этих сварочных проволок с содержанием никеля 1,1—1,2 мас.%, не наблюдается влияние типа разделки на прочностные характеристики.

Увеличение прочностных характеристик металлов сварных швов с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО с ростом содержания никеля, как отмечалось ранее, обусловлено увеличением дисперсности структуры и сопровождается снижением температуры вязко-хрупкого перехода (см. рис. 8, 9).

Увеличение плотности большеугловых и малоугловых границ в МШ с использованием сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ по сравнению с МШ с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО с близким содержанием никеля (см. рис. 10), изготовленным в узкую разделку кромок под сварку, наблюдаемое по результатам EBSD-исследований, приводит к закономерному большому увеличению предела текучести материала, но при этом не сопровождается повышением стойкости к хрупкому разрушению, что показано на примере МШ-5.

Наблюдаемые различия во влиянии степени дисперсности структуры на стойкость к хрупкому разрушению исследованных материалов могут быть обусловлены снижением когезивной прочности границ зёрен за счёт образования зернограницных сегрегаций примесей (прежде всего фосфора), в результате чего напряжение отрыва по границам зёрен снижается ниже напряжения хрупкого разрушения по механизму скола. В этом случае разрушение образцов при механических испытаниях на ударный изгиб сопровождается появлением в температурном интервале вязко-хрупкого перехода хрупкого межзёренного разрушения [63]. Результаты фрактографических исследований образцов Шарпи сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200, изготовленных с использованием различных сварочных материалов в стандартную и узкую разделку под сварку, полученные в работе [15] и дополненные в рамках данной работы, представлены на рис. 11.

Как правило, для корпусных сталей используются такие финишные термические обработки, которые позволяют избежать образования зернограницных сегрегаций примесей и в которых прочность границ зёрен существенно превосходит прочность тела зерна. Однако из рис. 11 видно, что для металлов сварных швов с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО, изготовленных в узкую и стандартную разделку, доля хрупкого межзёренного разрушения в изломах образцов Шарпи не превышает 10–15%, что не должно оказывать существенного влияния на

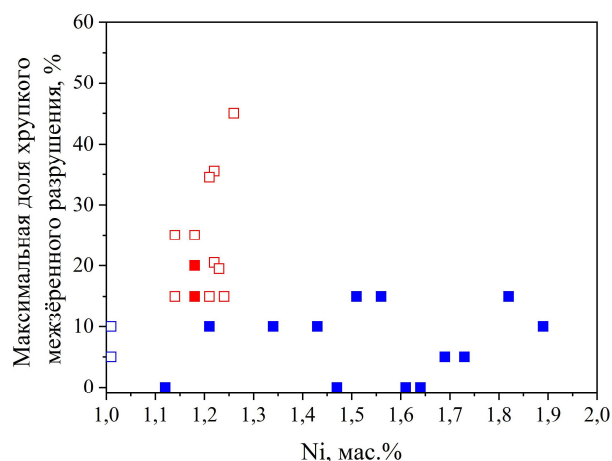


Рис. 11. Зависимость максимальной доли хрупкого межзёренного разрушения в изломах исследованных образцов Шарпи металлов сварных швов, испытанных на ударный изгиб в исходном состоянии, от концентрации никеля: ■ — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАО, стандартная разделка; □ — Св-08ХГНМТА/Св-12Х2Н2МАО, узкая разделка; ■ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, стандартная разделка; □ — Св-09ХГНМТАА-ВИ, узкая разделка [15]

механические свойства [67, 68]. Для металлов сварных швов с использованием сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ доля хрупкого межзёренного разрушения существенно выше и достигает 45%. Стоит при этом отметить, что сварные швы, изготовленные с использованием сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, выполнены с применением технологии вакуумно-индукционного переплава, что при прочих равных условиях способствует снижению концентрации примесей (в том числе фосфора) и характеризуется, в целом, пониженным содержанием никеля. Никель в корпусных сталях под действием эксплуатационных факторов не только сегрегирует на границы зёрен, но и способствует сегрегации фосфора, что приводит к уменьшению когезивной прочности границ [69–71]. Снижение концентрации фосфора и никеля в стали должно сопровождаться снижением склонности к зернограницному охрупчиванию. Однако при переходе от сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАО к использованию сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, применяемой для изготовления корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 после 2000-х гг., этого не наблюдается, что, по всей видимости, обусловлено некоторым изменением технологических режимов сварки.

Таким образом, можно заключить, что для сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200, изготовленных в стандартную и узкую разделку, в целом наблюдается снижение

характеристик T_{100} и T_k с увеличением содержания никеля в стали, однако механизм этого влияния различен. Для металлов сварных швов, изготовленных с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, увеличение содержания никеля в стали приводит к увеличению дисперсности структуры, что сопровождается повышением прочностных характеристик и повышением стойкости к хрупкому разрушению (см. рис. 10). При переходе от металлов сварных швов, изготовленных с использованием сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, к сварным соединениям, изготовленным с применением сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, для МШ с близким содержанием никеля наблюдаются увеличение дисперсности структуры и закономерное увеличение прочностных характеристик. При этом снижение размеров структурных элементов не сопровождается увеличением стойкости к хрупкому разрушению, что может быть обусловлено снижением когезивной прочности границ зёрен и подтверждается значительным увеличением доли хрупкого межзёренного разрушения в изломах образцов Шарпи, испытанных на ударный изгиб. Наблюдаемые различия, по всей видимости, обусловлены некоторыми изменениями технологических режимов сварки и термической обработки при переходе к использованию сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ при изготовлении корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 после 2000-х гг.

Заключение

Выполнены исследования микро- и макроструктуры сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200, изготовленных из различных сварочных материалов по различной технологии сварки.

При этом показано, что:

— для металлов сварных швов, выполненных с применением разных сварочных проволок, характерно различие в размере и доле наследственных столбчатых зёрен, образовавшихся в процессе первичной кристаллизации при сварке. Так, для металлов сварных швов, изготовленных с применением сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, доля столбчатых зёрен в сечении шва составляет 40—60% при среднем размере ~300—400 мкм, в то время как для сварных швов, изготовленных с использованием сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, доля столбчатых зёрен

составляет 60—80% при среднем размере до 700—800 мкм;

— для металлов сварных швов, изготовленных с применением сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, независимо от типа разделки под сварку с увеличением содержания никеля наблюдается тенденция к изменению структуры от характерной для верхнего и гранулярного бейнита к структуре, характерной для нижнего бейнита и мартенсита. Это приводит к более высоким значениям предела текучести и низким значениям температур T_{100} и T_k за счёт уменьшения размеров структурных элементов — блоков и пакетов, разделённых большеугловыми границами ($>15^\circ$);

— для металлов сварных швов, изготовленных с использованием сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ, по сравнению с металлами сварных швов, изготовленных с применением сварочных проволок Св-08ХГНМТА и Св-12Х2Н2МАН, при одинаковом содержании основных легирующих элементов наблюдается увеличение плотности блоков и пакетов как с малоугловыми ($2—15^\circ$), так и с большеугловыми границами ($>15^\circ$), что приводит к увеличению прочностных характеристик. При этом увеличение прочностных характеристик не сопровождается изменениями температур T_k и T_{100} ;

— отличия в характере изменения T_k и T_{100} при росте предела текучести для МШ, изготовленных с использованием различных сварочных проволок, обусловлены прежде всего различиями в размере и доле столбчатых зёрен, образовавшихся при первичной кристаллизации в процессе сварки, по которым происходит хрупкое зернограницное разрушение. Высокая доля хрупкого межзёренного разрушения в МШ обусловлена снижением когезивной прочности границ зёрен вследствие образования сегрегации примесей (преимущественно фосфора), образовавшейся в процессе охлаждения после финишной термической обработки.

Наблюдаемые различия в микроструктуре и механических свойствах исследованных сварных швов, по всей видимости, наряду с изменением химического состава обусловлены некоторыми изменениями технологических режимов сварки и термической обработки при переходе к использованию сварочной проволоки Св-09ХГНМТАА-ВИ при изготовлении корпусов реакторов ВВЭР-1000/1200 после 2000-х гг.

Авторы выражают благодарность д.т.н., профессору Е.А. Кулешовой и к.т.н. С.В. Федо-

товой за полезные консультации и обсуждение результатов.

Работа выполнена в рамках Государственного задания НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. **Margolin B.Z. et al.** A new approach to description of in-service embrittlement of WWER-1000 reactor pressure vessel materials. — *Strength Mater.*, 2010, vol. 42, № 1, p. 2—16.
2. **Margolin B.Z. et al.** Analysis of embrittlement of WWER-1000 RPV materials. — *Intern. J. Press. Vessel. Pip.*, 2012, vol. 89, p. 178—186.
3. **Karzov G.P. et al.** Materials Science Aspects of Operational Safety Enhancement of Advanced VVER Based on Vessel Steel Improvements. — *Atomic Energy*, 2016, vol. 121, № 1, p. 29—42.
4. **Gurovich B. et al.** Evolution of structure and properties of VVER-1000 RPV steels under accelerated irradiation up to beyond design fluences. — *J. Nucl. Mater.*, 2015, vol. 456, p. 23—32.
5. **Erak D.Y., Zhurko D.A., Papina V.B.** Interpretation of Accelerated Irradiation Results for Materials of WWER-1000 Reactor Pressure Vessels. — *Strength Mater.*, 2013, vol. 45, № 4, p. 424—432.
6. **Кулешова Е.А. и др.** Тенденции деградации структуры сталей КР ВВЭР-1000, определяющей их работоспособность при сроке службы свыше 60 лет. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 1, с. 33—47.
7. **Дуб А.В.** Развитие основных конструкционных материалов для изготовления реакторов ВВЭР. — В сб.: Материалы Восьмой международной НТК “Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР”. ОКБ “Гидропресс”, Подольск, Россия, 28—31 мая 2013 г.
8. **Горынин И.В. и др.** Совершенствование материалов и технологии сварки для повышения безопасности и ресурса АЭС с реакторами ВВЭР. — Автоматическая сварка, 2006, вып. 3, с. 3—8.
9. **Kuleshova E.A. et al.** Comparison of microstructural features of radiation embrittlement of VVER-440 and VVER-1000 reactor pressure vessel steels. — *J. Nucl. Mater.*, 2002, vol. 300, № 2—3, p. 127—140.
10. **Platonov P., Nikolaev Y., Shtrombakh Y.** Radiation embrittlement kinetics of the first generation of VVER-440 RVPs after post-irradiation annealing. — *Intern. J. Press. Vessel. Pip.*, 2002, vol. 79, № 8—10, p. 643—648.
11. **Kryukov A. et al.** Investigation of samples taken from Kozloduy unit 2 reactor pressure vessel. — *Nucl. Eng. Des.*, 1996, vol. 160, № 1—2, p. 59—76.
12. **Korolev Y. et al.** The properties of WWER-440 type reactor pressure vessel steels cut out from operated units. — *Nucl. Eng. Des.*, 2000, vol. 195, № 2, p. 137—142.
13. **Зубченко А.С., Старченко Е.Г., Носов С.И. и др.** Материалы и технология сварки и наплавки оборудования АЭС. — Тяжелое машиностроение, 2006, № 4, с. 20—23.
14. **Shtrombakh Y.I. et al.** Effect of Ni content on thermal and radiation resistance of VVER RPV steel. — *J. Nucl. Mater.*, 2015, vol. 461, p. 292—300.
15. **Maltsev D.A. et al.** Influence of macrostructure and phase composition on performance characteristics of welded joints of WWER type reactor vessels. — *Vopr. Materialoved.*, 2022, vol. 2, № 2(110), p. 124—139.
16. **Kuleshova E.A. et al.** The Role of Nickel in Forming a Structure Providing Increased Service Properties of Reactor Structural Materials. — *Izv. Vysshikh Uchebnykh Zawedeniy. Yad. Energ.*, 2022, № 3, p. 120—133.
17. **Тимофеев М.Н., Кауштанов А.Д., Галяткин С.Н.** Разработка материалов и технологий сварки, обеспечивающих повышение характеристик сопротивляемости хрупким разрушениям металла сварных швов корпусов АЭУ. — Тяжелое машиностроение, 2019, № 11—12, с. 8—12.
18. **Fedotova S., Kuleshova E.** The Effect of Operational Factors on Phase Formation Patterns in the Light-Water Reactor Pressure Vessel Steels. — *Metals (Basel)*, 2023, vol. 13, № 9, p. 1586.
19. **Орыщенко А.С., Карзов Г.П., Галяткин С.Н. и др.** Совершенствование сварочных материалов и технологии сварки кольцевых швов корпусов атомных реакторов типа ВВЭР из стали 15Х2МФА-А. — Вопросы материаловедения, 2014, вып. 4, № 80, с. 135—147.
20. **Зотова А.О., Теплухина И.В.** Возможность обеспечения категории прочности КП-45 в крупногабаритных заготовках из стали марки 15Х2МФА с толщиной стенки до 490 мм для корпусов АЭУ. — Вопросы материаловедения, 2010, № 2(62), с. 5—18.
21. **Kuleshova E.A. et al.** Structural features ensuring the increase of service characteristics of high-nickel steels for pressure vessels of prospective energy-generation reactors. — *Intern. J. Press. Vessel. Pip.*, 2022, vol. 200, p. 104845.
22. **Марков С.И., Баликов А.Г., Дуб В.С. и др.** Корпусные стали для перспективных ядерных энергетических установок. — Тяжелое машиностроение, 2016, № 7—8, с. 2—8.
23. **Зисман А.Б., Петров С.Н., Пташкин А.В.** Количественная аттестация бейнитно-мартенситных структур высокопрочных легированных сталей методами сканирующей электронной микроскопии. — М.: Металлургия, 2014, с. 91—95.
24. **Яшина Е.А., Зисман А.А., Петров С.Н. и др.** Выявление кристаллографических особенностей бейнитно-мартенситных структур в зависимости от условий закалки методами EBSD-анализа. — В сб.: Материалы XVIII Международной научно-технической Уральской школы-семинара металлургов — молодых ученых, 2017, с. 655—659.
25. **Zajac S., Schwinn V., Tacke K.H.** Characterisation and Quantification of Complex Bainitic Microstructures in High and Ultra-High Strength Linepipe Steels. — *Mater. Sci. Forum*, 2005, vol. 500—501, с. 387—394.
26. **Di Schino A., Guarnaschelli C.** Microstructure and cleavage resistance of high strength steels. — *Mater. Sci. Forum*, 2010, vol. 638—642, p. 3188—3193.

27. **Мальцев Д.А. и др.** Применение метода EBSD для исследования механизмов разрушения сталей корпусов реакторов под действием эксплуатационных факторов. — Кристаллография, 2021, вып. 66, № 4, с. 668—672.
28. **Салтыков С.А.** Стереометрическая металлография. — М.: Металлургия, 1976. 271 с.
29. **Металлы.** Методы испытаний на растяжение. ГОСТ 1497—84.
30. **Система** оценки соответствия в области использования атомной энергии. Оценка соответствия в форме контроля. Унифицированные методики. Контроль герметичности газовыми и жидкостными методами. Приложение Д. ГОСТ Р 50.05.1 2—2018.
31. **Система** оценки соответствия в области использования атомной энергии. Оценка соответствия в форме контроля. Контроль радиационного охрупчивания корпуса реактора атомной станции. ГОСТ Р 50.80.01—2017.
32. **Обеспечение** прочности оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Методы определения характеристик трещиностойкости конструкционных материалов. ГОСТ Р 59115.6—2021.
33. **Методика** определения вязкости разрушения по результатам испытаний образцов-свидетелей для расчета прочности ресурса корпусов реакторов ВВЭР-1000. РД ЭО 1.1.2.09.0789—2012.
34. **Чернобаева А.А., Ерак Д.Ю., Полякова Р.О. и др.** Влияние термодинамического цикла сварки на свойства обечайки корпуса реактора. — Деформация и разрушение материалов, 2024, № 4, с. 17—24.
35. **Пышминцев И.Ю., Смирнов М.А.** Структура и свойства сталей для магистральных трубопроводов. — Екатеринбург: Изд-во УМЦ УПИ, 2019, с. 242.
36. **Bordereau V., Bordereau V.** Quantitative relationships between chemical composition, microstructure and mechanical properties for bainitic steels. — MINES ParisTech., 2020. 189 p.
37. **Bhadeshia H.K.D.H.** Bainite in Steels. CRC Press, 2019.
38. **Thompson S.W., Vin Col D.J., Krauss G.** Continuous cooling transformations and microstructures in a low-carbon, high-strength low-alloy plate steel. — Metall. Trans. A, 1990, vol. 21, № 6, p. 1493—1507.
39. **Новиков И.И.** Теория термической обработки металлов. — М.: Металлургия, 1978. 392 с.
40. **Калин Б.А., Платонов П.А., Чернов И.И. и др.** Физическое материаловедение. Т. 6. Конструкционные материалы ядерной техники. — М.: НИЯУ МИФИ, 2012. 736 с.
41. **Волченко В.Н., Яспольский В.М., Винокуров В.А. и др.** Теория сварочных процессов. Учебн. для вузов по спец. “Оборуд. и технология сварочн. пр-ва”. — М.: Высш. школа, 1988. 559 с.
42. **Утевский Л.М., Гликман Е.Е., Карк Г.С.** Обратимая отпускная хрупкость в сталях и сплавах железа. — М.: Металлургия, 1987. 222 с.
43. **Krawczyk J., Pacyna J., Bala P.** Fracture toughness of steels with nickel content in respect of carbide morphology. — Mater. Sci. Technol. (United Kingdom), 2015, vol. 31, № 7, p. 795—801.
44. **Егоров Г.В., Ермолаев Г.В., Квасницкий В.В. и др.** Основы технологии сварки низколегированных высокопрочных сталей. Учебное пособие. — Николаев: НУК, 2014. 136 с.
45. **Сварка** и наплавка оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии НП-104-18.
46. **ПО “Bazis”** — решение для компьютерного моделирования задач сварки, термообработки и родственных технологий. Моделирование технологического процесса автоматической сварки под флюсом для прогнозирования структурного и фазового состояния металла для усовершенствования технологии сварки корпуса реактора. Исследование влияния тепловложения (погонной энергии). URL: Bazisnet.ru.
47. **Карзов Г.П., Галяткин С.Н., Михалева Э.И. и др.** Исследование влияния термического цикла сварки на структурно-фазовые превращения металла сварных хромомолибденованадиевых теплоустойчивых сталей. — Вопросы материаловедения, 2016, вып. 1, № 85, с. 108—115.
48. **Поletaев Ю.В., Поletaев В.Ю.** Влияние термического цикла сварки и повторного нагрева на структурно-фазовые изменения низколегированной Cr—Ni—Mo—V стали. — Вестник Донского государственного технического университета, 2016, вып. 4, № 87, с. 96—103.
49. **Guo B. et al.** The role of the bainitic packet in control of impact toughness in a simulated CGHAZ of X90 pipeline steel. — Metals (Basel), 2016, vol. 6, № 11, p. 256.
50. **Karlina Y. et al.** Relationship between microstructure and impact toughness of weld metals in pipe high-strength low-alloy steels (research review). — Met. Work. Mater. Sci., 2024, vol. 26, № 1, p. 129—154.
51. **Yang Z. et al.** Effect of microstructure on the impact toughness and temper embrittlement of SA508Gr.4N steel for advanced pressure vessel materials. — Sci. Rep., 2018, vol. 8, № 1, p. 207.
52. **Das A., Sunil S., Kapoor R.** Effect of Cooling Rate on the Microstructure of a Pressure Vessel Steel. — Metallogr. Microstruct. Anal., 2019, vol. 8, № 6, p. 795—805.
53. **Хлусова Е.И., Сыч О.В., Орлов В.В.** Хладостойкие стали. Структура, свойства, технологии. — Физика металлов и металловедение, 2021, вып. 122, № 6, с. 621—657.
54. **Панин В.Е. и др.** О природе низкотемпературной хрупкости сталей с ОЦК-структурой. — Физическая мезомеханика, 2013, вып. 6, с. 5—12.
55. **Григорович В.К.** Электронное строение и термодинамика сплавов железа. — М.: Наука, 1970. 292 с.

56. **Рыбин В.В., Малышевский В.А., Хлусова Е.И.** Высокопрочные свариваемые улучшаемые стали. — СПб: Изд-во Политехнического университета, 2016. 211 с.
57. **Горынин И.В., Рыбин В.В., Малышевский В.А. и др.** Принципы легирования, фазовые превращения, структура и свойства хладостойких свариваемых судостроительных сталей. — Металловедение и термическая обработка металлов, 2007, вып. 1, с. 9—15.
58. **Mohrbacher H.** Fundamentals and practical approaches of optimizing fundamentals and practical approaches of optimizing martensitic steels for use under severe operating conditions. — In: Proc. of the International Symposium on Wear Resistant Alloys for the Mining and Processing Industry CBMM, 2018, p. 93—157.
59. **Панин В.Е., Гриняев Ю.В., Данилов В.И. и др.** Структурные уровни пластической деформации и разрушения. Отв. ред. Панин В.Е. — Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1990. 254 с.
60. **Qiu J. et al.** Research and modeling on correlation among microstructure, yield strength and process of bainite/martensite steel. — J. Iron Steel Res. Int., 2020, vol. 27, № 7, p. 834—841.
61. **Shibata A. et al.** Evaluation of the block boundary and sub-block boundary strengths of ferrous lath martensite using a micro-bending test. — Mater. Sci. Eng. A, 2010, vol. 527, № 29—30, p. 7538—7544.
62. **Wang K. et al.** Microstructure-property relationship in bainitic steel: The effect of austempering. — Mater. Sci. Eng. A, 2016, vol. 675, p. 120—127.
63. **Song S.-H. et al.** Fractographic changes caused by phosphorus grain boundary segregation for a low alloy structural steel. — Mater. Sci. Eng. A, 2008, vol. 497, № 1—2, p. 524—527.
64. **Nanstad R.K. et al.** Evaluating the fracture toughness of reactor pressure vessel (RPV) materials subject to embrittlement**Some portions of this chapter have been gleaned from Chapter 3 of: International Atomic Energy Agency, Integrity of Reactor Pressure Vessels in Nuclear. — In: Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessels (RPVs) in Nuclear Power Plants. Elsevier, 2015, p. 295—332.
65. **Morris Jr. J.W.** On the Ductile-Brittle Transition in Lath Martensitic Steel. — ISIJ Int., 2011, vol. 51, № 10, p. 1569—1575.
66. **Кулешова Е.А., Малиновский Е.Д., Мальцев Д.А. и др.** Особенности макро- и микроструктуры металла сварного шва корпуса реактора типа ВВЭР, выполненного с использованием керамического флюса, в исходном и облучённом состояниях. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2024, вып. 2, с. 116—133.
67. **Smith G., Crocker A. G., Flewitt P. E. J., Moskovic R.** Damage and Failure of Interface. Ed. H.K. Rossmannith. — Balkema, 1997. 229 p.
68. **Islam M.A., Knott J.F., Bowen P.** Critical Level of Intergranular Fracture to Affect the Toughness of Embrittled 2.25Cr—1Mo Steels. — J. Mater. Eng. Perform., 2004, vol. 13, № 5, p. 600—606.
69. **Kuleshova E.A. et al.** Assessment of segregation kinetics in water-moderated reactors pressure vessel steels under long-term operation. — J. Nucl. Mater., 2016, vol. 477, p. 110—122.
70. **Sorokin M.V. et al.** Effect of subgrain structure on the kinetics of phosphorus segregation in grain boundaries. — Mater. Lett., 2015, vol. 158, p. 151—154.
71. **Bokshtein B.S. et al.** Kinetics of phosphorus segregation at grain boundaries of low-alloy low-carbon steel. — Phys. Met. Metallogr., 2014, vol. 115, № 2, p. 146—156.

Контактная информация —
Мальцев Дмитрий Андреевич,
и.о. начальника лаборатории,
тел.: 8(916)329-77-17,
e-mail: maltsev_da@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 85—103.

Оценка радиационного воздействия трития, содержащегося в аммиачных удобрениях, произведённых с использованием ядерно-водородной технологии, на население

И.Н. Гераскин, И.А. Тупошилов, А.В. Гроль,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 25.03.2025

После доработки — 16.07.2025

Принята к публикации 18.07.2025

Оценивается радиационная безопасность населения, употребляющего в пищу продукты питания, содержащие тритий, попавший в них за счёт использования в качестве удобрения при их выращивании аммиачной селитры, изготовленной с использованием водорода, полученного на атомной станции с РУ МГР-100 ПКМ. В статье приведён обзор возможных путей попадания радионуклида трития в организм человека и показана необходимость учёта его влияния при оценке радиационных нагрузок. Результаты расчётов показали, что при существующих оценках содержания трития в производимом водороде и аммиачной селитре дозовые нагрузки на население за счёт потребления сельскохозяйственной продукции, выращенной с помощью таких удобрений, оказываются меньше установленных критериев радиационной безопасности для населения, указанных в федеральном законе о радиационной безопасности населения и в нормативной документации.

Ключевые слова: радиационная безопасность, ВТГР, производство водорода, тритий, пищевые цепочки.

Assessment of Radiation Impact of Tritium, Contained in Ammonia Fertilizers Produced using Nuclear-Hydrogen Technology, onto the Population. I.N. Geraskin, I.A. Tupotilov, A.V. Grol, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The radiation safety of population consuming foodstuffs containing tritium in them due to the use of ammonium nitrate made from hydrogen produced at NPP with MHR-100 SMC as fertilizers during their cultivation is assessed. The article gives a comprehensive review of possible ways of tritium radionuclides entering the human body and shows the necessity to take into account its influence when assessing radiation loads. The calculation results showed that with the existing estimates of tritium content in the produced hydrogen and ammonium nitrate the dose loads on the population due to consumption of agricultural products grown with such fertilizers are less than the established criteria of radiation safety for the population established in the federal law on radiation safety of the population and in the regulatory documentation.

Key Words: radiation safety, HTGR, hydrogen production, tritium, food chains.

EDN: YOAZJI

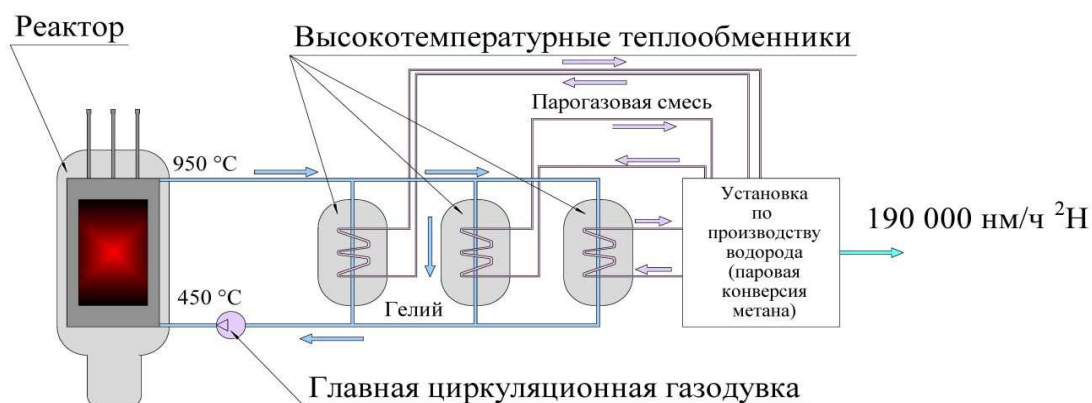
Введение

В условиях растущего энергопотребления и необходимости снижения выбросов парниковых газов для борьбы с изменениями климата человечество стоит перед серьёзным вызовом — обеспечить устойчивое развитие энергетики. Одним из перспективных направлений, способных внести существенный вклад в решение этой проблемы, является атомно-водородная энергетика. Ключевая идея атомно-водородной энергетики заключается в использовании высокотемпературных газоохлаждаемых реакторов (ВТГР) для производства водорода, который рассматривается как экологически чистый энергоноситель будущего.

Атомные станции с реакторами ВТГР (МГР-100 ПКМ, модульный графитовый реактор для производства водорода методом паровой конверсии метана) и установкой по произ-

водству водорода (химико-технологической частью — ХТЧ) [1] открывают возможность реализации атомно-водородной энергетики в промышленных масштабах. Высокая температура теплоносителя (гелия), достигающая 850 °С на выходе из активной зоны реактора, позволяет эффективно производить не только электроэнергию, но и получать водород путём паровой конверсии, пиролиза метана, высокотемпературного электролиза воды. При таком производстве себестоимость продукта может быть сопоставима с себестоимостью, получаемой при выработке технологического тепла с помощью ископаемого топлива, а сам процесс не сопровождается выбросами углекислого газа в атмосферу [2]. На рисунке показана блок-схема атомной станции (АС) с реакторной установкой (РУ) МГР-100 ПКМ.

Получаемый водород может найти широкое применение в разных отраслях промыш-



Блок-схема АС с РУ МГР-100 ПКМ [1]

ленности. Прежде всего он является ценным сырьём для химической промышленности. Большинство производимого сегодня водорода используется для синтеза аммиака и метанола. Аммиак, в свою очередь, служит сырьём для производства азотных удобрений, необходимых для повышения урожайности в сельском хозяйстве.

Атомно-водородная энергетика на базе АС с РУ МГР-100 ПКМ обладает высоким уровнем безопасности и экологичности. Главная потенциальная опасность связана с возможностью выхода радиоактивности в окружающую среду при авариях. Однако конструкция ВТГР практически исключает такую возможность [3].

С экологической точки зрения главное преимущество атомно-водородной энергетики — возможность крупномасштабного производства водорода без выбросов углекислого газа. Замена ископаемого топлива водородом в энергетике, промышленности и на транспорте может открыть путь к устойчивой низкоуглеродной экономике.

Потенциальная опасность ядерных технологий связана с наработкой в активной зоне реактора радиоактивного изотопа водорода трития. Он образуется в результате тройного деления ядер урана, захвата нейтронов ядрами гелия-3, лития-6 и бора-10 в конструкционных материалах и теплоносителе. Тритий способен проникать через стенки металлоконструкций и попадать в теплоноситель реакторной установки, технологические среды станции и, как следствие, в производимый водород и далее с аммиачными удобрениями в окружающую среду.

Таким образом, атомно-водородная энергетика позволяет реализовать концепцию более глубокой интеграции ядерных энерготехнологических комплексов в экономику, когда атомная станция становится не только генератором электричества, но и расширяет спектр произво-

димой продукции. Атомно-водородная энергетика на основе ВТГР представляет собой перспективное направление для обеспечения устойчивого развития глобальной энергетики. Уникальное сочетание потенциалов высокой энергоэффективности, безопасности и экологичности открывает возможности крупномасштабного производства водорода без выбросов парниковых газов. Однако использование аммиачных удобрений, произведённых из водорода, полученного на АС с РУ МГР-100 ПКМ с помощью ядерно-водородной технологии, может быть связано с риском опасных последствий для здоровья населения из-за присутствия радиоактивного трития в конечном продукте.

Тритий как источник радиационной опасности

Миграция трития в окружающей среде представляет собой сложный процесс, существенно отличающийся от поведения других радионуклидов. Это обусловлено уникальными физико-химическими свойствами трития как изотопа водорода. Подавляющее большинство радионуклидов мигрируют в виде растворённых в воде химических соединений, тогда как атомы трития могут непосредственно входить в состав молекул воды.

Если для других радионуклидов характерен солевой обмен веществ в растениях, то подавляющая часть трития поглощается корнями растений в виде тритированной воды и в меньшей степени в виде тритированного водяного пара через наружную поверхность листьев путём диффузии. После поглощения трития растениями большая его часть удаляется с помощью испарения с поверхности листьев.

Тритий, будучи очень подвижным радионуклидом, проникает во все водосодержащие

объекты. В результате быстрого водообмена устанавливается равновесное накопление трития в различных средах. Своеобразен также механизм оседания трития на поверхность земли и повторного его поступления в атмосферу, он связан с процессами конденсации и испарения атмосферной влаги.

В почве водород может находиться в составе свободной или связанной воды. Свободная вода содержит адсорбированные и межслоевые формы водорода, химически и органически связанный водород входит в структуру кристаллической решётки.

Формы трития в свободной воде обладают высокой миграционной способностью, что позволяет ему переходить в растения, воду и воздух.

Главный путь поглощения трития растениями — через тритированный водяной пар и воду, участвующие в биоциклах. Растения впитывают тритий, превращая его в органически связанные формы с высоким уровнем миграции и биологической доступности, предоставляя пути прямого перехода в пищевые цепочки.

При поступлении трития в организм человека он равномерно распределяется по всем органам и тканям. Основной путь попадания трития — через тритиевую воду НТО, которая разносится кровеносной системой и равномерно распределяется в органах и тканях тела. Небольшое количество трития (0,5—4%) быстро обменивается с водородом органических молекул, а 1—3% более медленно превращаются в органически связанный тритий через биохимические процессы [4].

Тритий — изотоп водорода, поэтому он способен легко проникать внутрь организма, замещая протий в воде, во всех соединениях с кислородом, серой, азотом, легко проникая в протоплазму любой клетки и биологических молекул. Опасно встраивание трития в структуру ДНК. Замещая протий, тритий способен оставаться в молекулах ДНК надолго. Распадаясь, тритий превращается в изотоп гелия, что приводит к разрыву химической связи, образованной тритием с другими атомами. В результате структура ДНК повреждается.

Обладая политропным воздействием на органы и ткани организма, тритий является значительно более радиотоксичным радионуклидом по сравнению с другими гамма- и бета-излучателями (^{137}Cs , ^{106}Ru), имеющими примерно такой же характер распределения, так как в единице объёма ткани он создаёт в 10—30 раз большую плотность ионизации, чем

рентгеновское и гамма-излучение [5]. Кроме того, тритий вызывает мутации генов. По данным НКДАР ООН тритий отнесён к числу семи наиболее опасных радионуклидов, таких как цезий-137, углерод-14, фосфор-32, радий-226, плутоний-239 и америций-241 [6].

Начальные данные и использованные подходы

Согласно имеющимся оценкам, удельная активность трития в аммиачных удобрениях, произведённых с использованием ядерно-водородной технологии на АС с РУ МГР-100 ПКМ, составляет примерно 20 Бк/кг. При этом удельная активность трития в исходном водороде оценивается величиной 370 Бк/кг [7].

Дозы внутреннего облучения были получены с использованием рекомендованных нормативными документами методик расчёта и аттестованной программы RC [8]. Программа RC в контексте данной задачи используется не для решения задачи переноса, а для расчёта дозовых нагрузок с учётом перехода трития по пищевым цепочкам с заданной начально объёмной активностью трития. В расчётах применялись коэффициенты дозового преобразования и модели переноса трития в окружающей среде согласно нормативной и другой документации [9—14].

Основные результаты

Для различных культур используют следующие нормы внесения аммиачной селитры (в кг/га, основное + подкормка, приводятся некие средние величины, которые могут меняться от региона к региону) [15]:

- зерновые — 150—300;
- кукуруза — 250—400;
- картофель — 150—300;
- овощи — 200—400;
- кормовые травы — 150—300.

Принятая удельная активность трития в аммиачных удобрениях — 20 Бк/кг. При максимальной норме внесения 50 г/м² поверхностная активность трития составит 1 Бк/м², что эквивалентно 1 Бк/м³ в приземном воздухе.

С помощью аттестованной программы RC была оценена доза, получаемая при потреблении 1 кг продукции (расчёт делался на примере 1 кг картофеля), выращенной с использованием аммиачной селитры, полученной с использованием ядерно-водородной технологии на АС с РУ МГР-100 ПКМ. Полученная доза внутрен-

него облучения по пищевым цепочкам для группы населения “взрослые” составит от $3,7 \cdot 10^{-7}$ до $3,7 \cdot 10^{-6}$ мЗв/год в зависимости от количества вносимых удобрений.

Эксперименты, проведённые в работе [16], показали, что при одинаковой объёмной активности НТО в воздухе удельная активность трития в свободной тканевой влаге растений может варьироваться в следующих пределах (при поступающей активности трития 810 Бк/л):

- картофель — 80—180 Бк/л;
- капуста — 330—750 Бк/л;
- морковь — 170—430 Бк/л;
- огурцы — 280—540 Бк/л;
- свёкла — 110—370 Бк/л.

Как видно из экспериментальных данных, картофель характеризуется не самыми высокими удельными активностями трития в свободной воде относительно других сельскохозяйственных культур. Следовательно, можно консервативно предположить, что при употреблении в пищу других сельскохозяйственных культур индивидуальная доза (здесь и далее приводятся именно индивидуальные дозы) может возрасти ещё на порядок (пропорционально удельной активности трития в свободной тканевой влаге растений) и составить соответственно $3,7 \cdot 10^{-5}$ мЗв/год.

В табл. 1 приведены индивидуальные дозы облучения населения при потреблении различных продуктов питания при единичной объёмной активности трития (при объёмной активности трития в приземном воздухе 1 Бк/м^3) с учётом всех консервативных допущений. Важно отметить, что количество связанной воды может варьироваться не только от продукта к продукту, но и зависит от условий роста и созревания внутри одной группы продуктов. Эти данные иллюстрируют различия в способности разных видов растений накапливать тритий из атмосферы. Поскольку количество связанной воды в одном конкретном продукте, но в разных его “плодах” может варьироваться, то соответственно и дозы, полученные от потребле-

ния 1 кг продукта, также могут иметь некоторый разброс. Важно отметить, что количество связанной воды может варьироваться не только от продукта к продукту, но и зависит от условий роста и созревания внутри одной группы продуктов. Эти данные иллюстрируют различия в способности разных видов растений накапливать тритий из атмосферы. Причины данного явления связаны с особенностями анатомического строения, скоростью транспирации, соотношением поверхности листьев и их массы и другими факторами.

Таблица 1. Годовые индивидуальные дозовые нагрузки на население группы “взрослые” при потреблении 1 кг/год различных сельскохозяйственных продуктов

Продукты питания	Доза, мЗв
Мучные изделия	$3,81 \cdot 10^{-6}$ — $2,64 \cdot 10^{-5}$
Картофель	$3,70 \cdot 10^{-5}$ — $4,22 \cdot 10^{-5}$
Фрукты	$4,22 \cdot 10^{-5}$ — $4,75 \cdot 10^{-5}$
Овощи и бахчевые	$4,75 \cdot 10^{-5}$ — $5,17 \cdot 10^{-5}$

Учитывая сказанное, в табл. 1 приводятся не конкретные значения индивидуальных доз, а некоторый разброс значений, обоснованный различным содержанием связанной воды для разных пищевых продуктов питания.

При оценке результатов расчёта обращает на себя внимание довольно сильный разброс возможных доз облучения для мучных изделий. Это объясняется тем, что количество связанной влаги для данного типа продуктов может сильно колебаться в зависимости от конечного изделия.

В табл. 2, в которой в отличие от табл. 1 приводятся максимальные значения, приводятся значения индивидуальных дозовых нагрузок на население по возрастным группам при потреблении 1 кг/год различной загрязнённой сельскохозяйственной продукции.

Оценим теперь реальные годовые дозовые нагрузки на население с учётом потребления в пищу различных сельскохозяйственных куль-

Таблица 2. Годовые индивидуальные дозовые нагрузки на население различных возрастных групп при потреблении 1 кг/год сельскохозяйственных продуктов при единичной объёмной активности трития, мЗв/год

Продукты питания	Возрастная группа					
	Дети <1 года жизни	Дети 1—2 лет	Дети 2—7 лет	Дети 7—12 лет	Дети 12—17 лет	Взрослые >17 лет
Мучные изделия	$7,54 \cdot 10^{-5}$	$7,54 \cdot 10^{-5}$	$4,59 \cdot 10^{-5}$	$3,58 \cdot 10^{-5}$	$2,64 \cdot 10^{-5}$	$2,64 \cdot 10^{-5}$
Картофель	$1,21 \cdot 10^{-4}$	$1,21 \cdot 10^{-4}$	$7,33 \cdot 10^{-5}$	$5,73 \cdot 10^{-5}$	$4,22 \cdot 10^{-5}$	$4,22 \cdot 10^{-5}$
Фрукты	$1,36 \cdot 10^{-4}$	$1,36 \cdot 10^{-4}$	$8,26 \cdot 10^{-5}$	$6,45 \cdot 10^{-5}$	$4,75 \cdot 10^{-5}$	$4,75 \cdot 10^{-5}$
Овощи и бахчевые	$1,48 \cdot 10^{-4}$	$1,48 \cdot 10^{-4}$	$8,99 \cdot 10^{-5}$	$7,02 \cdot 10^{-5}$	$5,17 \cdot 10^{-5}$	$5,17 \cdot 10^{-5}$

тур. В табл. 3 приведены усреднённые годовые потребления сельскохозяйственных культур в частных домохозяйствах согласно сайту Федеральной службы государственной статистики РФ за 2022 г.

Таблица 3. Усреднённые индивидуальные годовые потребления продуктов питания в домохозяйствах согласно сайту Федеральной службы государственной статистики РФ, кг в год

Мучные продукты	Картофель	Овощи и бахчевые	Фрукты и ягоды
105	61	106	64

Рассчитанная с помощью аттестованной программы РС годовая индивидуальная доза облучения по пищевым цепочкам представителей населения в зависимости от возрастной группы приведена в табл. 4.

Таблица 4. Дозовые нагрузки на разные возрастные группы населения при потреблении продуктов питания, выращенных с использованием азотных удобрений, полученных с помощью ядерно-водородной технологии

Группа населения	Годовая доза облучения, мЗв
Дети <1 года жизни	$1,09 \cdot 10^{-3}$
Дети 1—2 лет	$1,91 \cdot 10^{-3}$
Дети 2—7 лет	$1,66 \cdot 10^{-3}$
Дети 7—12 лет	$1,68 \cdot 10^{-3}$
Дети 12—17 лет	$1,48 \cdot 10^{-3}$
Взрослые >17 лет	$1,39 \cdot 10^{-3}$

Расчёты показали, что при удельной активности трития в удобрениях 20 Бк/кг годовые индивидуальные дозовые нагрузки на различные группы населения будут находиться в диапазоне от $3,83 \cdot 10^{-4}$ до $1,48 \cdot 10^{-3}$ мЗв/год. Критической группой населения являются подростки 12—17 лет.

Стоит отметить, что воздействие трития при контакте с удобрениями через дыхание или кожу, с питьевой водой и через потребление мяса животных, употреблявших в пищу растения с содержанием в них тритиевой воды, незначительно, поскольку:

— удобрения в настоящее время вносятся в почву с помощью специализированной техники, а не вручную, нахождение работника в контакте с удобренной почвой является краткосрочным или вообще отсутствует. Кроме того, установлено, что удельный вклад поступления трития с вдыхаемым воздухом и через кожные

покровы составляет 15—20% от дозы [17], обусловленной фактическим содержанием трития в организме;

— учитывая объём подземных и наземных вод и концентрацию трития в конечном продукте ~20 Бк/кг (аммиачные удобрения), очевидно, что даже тысячи тонн аммиачных удобрений не окажут значимого влияния на естественное содержание трития в воде, которое оценивается величиной от 5 до 80 Бк/л [18]. Кроме того, для попадания трития в питьевую воду в непосредственной близости от посевов должны находиться поверхностные источники питьевой воды, однако вокруг водоёмов, используемых в качестве источников питьевой воды, согласно законодательству РФ, устанавливаются пояса зоны санитарной охраны, предполагающие запрет на использование в их границах химикатов и удобрений. Движение же трития в грунтовых водах до гипотетических источников питьевой воды (скважины, колодцы) будет происходить со скоростью движения грунтовых вод, которая в общем случае для средних заглублений скважин/колодцев крайне мала;

— в мясомолочной цепочке, которая также является путём попадания трития в организм человека, тритий значительно разбавляется в организме животных за счёт добавления ещё одной цепочки биологического переноса, где большая часть активности теряется в результате работы выделительных систем животного. Как следствие, влияние трития на организм человека в результате его попадания через мясомолочную пищевую цепочку оказывается на порядки ниже, чем влияние растительных пищевых цепочек как пути попадания трития в организм.

Полученные значения дозовых нагрузок, рассчитанных с помощью аттестованной программы РС, существенно ниже установленной минимально значимой индивидуальной дозы 10 мкЗв/год, начиная с которой требуется оптимизация радиационной защиты населения согласно требованиям норм радиационной безопасности НРБ-99/2009 [19]. Кроме того, они более чем на три порядка ниже основного предела годовой эффективной индивидуальной дозы 1 мЗв для населения, установленного ФЗ Российской Федерации [20].

Для достижения минимально значимой дозы 10 мкЗв/год удельная активность трития в конечном продукте (аммиачной селитре) долж-

на быть выше оцененной примерно в 5 раз и составить 104 Бк/кг.

Достижение предела годовой эффективной индивидуальной дозы 1 мЗв возможно только при удельной активности трития в водороде и конечном продукте (аммиачной селитре) около 193 и 10,4 кБк/кг соответственно, что в 523 раза больше оцененной величины.

Заключение

Результаты исследования подтверждают радиационную безопасность применения ядерно-водородной технологии для производства водорода и его производного — аммиачных удобрений с точки зрения распространения трития. Дозовые нагрузки на население за счёт потребления сельскохозяйственной продукции, выращенной с помощью таких удобрений, будут пренебрежимо малы и не превысят установленных критериев радиационной безопасности для населения.

Однако необходимо обеспечивать содержание трития в водороде и в конечном продукте на уровне, не превышающем значений, приведённых в [4]. При соблюдении этих условий данная технология может быть внедрена в промышленных масштабах без значимых радиологических рисков для населения.

Список литературы

1. **Пономарев-Степной Н.Н., Петрунин В.В., Кодочигов Н.Г. и др.** Проект энерготехнологического комплекса на базе инновационной реакторной установки с высокотемпературным реактором. — В сб.: Межотраслевая конференция “Региональная атомная энергетика” (АтомРегион-2009). АО “ОКБМ Африкантов”, Нижний Новгород, 17—18 ноября 2009 г.
2. **Мастепанов А.М.** Водородная энергетика России: состояние и перспективы. — Энергетическая политика, 2020, № 12 (154), с. 54—65.
3. **Пономарев-Степной Н.Н.** Атомно-водородная энергетика. — Атомная энергия, 2004, т. 96, вып. 6, с. 411—426.
4. **Балонов М.И., Чипига Л.А.** Оценка дозы от поступления окиси трития в организм человека: роль включения трития в органическое вещество тканей. — Радиационная гигиена, 2016, т. 9, вып. 4, с. 16—22.
5. **Бондарева Л.Г. и др.** Тритий. Теория, практика, последствия. Монография. — Апатиты: Изд-во Кольского научного центра, 2024.
6. **Калистратова В.С. и др.** Радиобиология инкорпорированных радионуклидов. — М.: ФМБЦ им. А.И. Бурназяна ФМБА России, 2012.
7. **Ермилов А.П. и др.** Оценка опасности трития для населения при производстве аммиачных удобрений на АЭТС с ВТГР. — ВАНТ. Сер. Атомно-водородная энергетика, 1980, вып. 2(7), с. 44.
8. **Гераскин И.Н., Краюшкин А.В., Смирнова А.К.** Программа РС расчета доз от радиоактивных выбросов в атмосферу. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2022, вып. 5, с. 106—116.
9. **Рекомендуемые** методы расчета параметров, необходимых для разработки и установления нормативов предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух. РБ-106-21. Утверждено приказом Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору № 288, 2021.
10. **Методические** указания по расчету радиационной обстановки в окружающей среде и ожидаемого облучения населения при кратковременных выбросах радиоактивных веществ в атмосферу. МПА-98. 1998.
11. **Рекомендуемые** методы оценки и прогнозирования радиационных последствий аварий на объектах ядерного топливного цикла. РБ-134-17. Утверждено приказом Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору № 479, 2017.
12. **Методика** определения размеров зон планирования защитных мероприятий в случае аварии на атомной станции. МТ 1.2.5.0110-2012.
13. **Международные** основные нормы безопасности. Радиационная защита и безопасность источников излучения. Общие требования безопасности. Часть 3. Серии изданий МАГАТЭ по безопасности, № GSR Part 3. — Вена: МАГАТЭ, 2014.
14. **The ICRP Database of Dose Coefficients: Workers and Members of the Public.** CD 1, Ver. 2.01. — New York, ICRP: Elsevier Science, 2001.
15. **Рекомендации** по интегрированному применению минеральных удобрений в системах земледелия с учетом региональных особенностей производства сельскохозяйственной продукции в Российской Федерации. — М.: ВНИИ агрохимии имени Д.Н. Прянишникова, 2019.
16. **Лукашенко С.Н., Краснопеев С.А., Эдомская М.А., Томсон А.В.** Исследование миграции трития по механизму “воздух—растение”. — В сб.: I Международная молодежная конференция “Генетические и радиационные технологии в сельском хозяйстве”. Обнинск, ФГБНУ “Всероссийский научно-исследовательский институт радиологии и агроэкологии”, 2022, с. 202—207.
17. **Основные** санитарные правила обеспечения радиационной безопасности (ОСПОРБ-99/2010). СП 2.6.1.2612-10.
18. **Николин О.А.** Тритий в водных экосистемах уральского региона. Автореферат диссертации на

соискание ученой степени кандидата биологических наук. Пермь, Институт экологии растений и животных УрО РАН, 2008.

19. **Нормы** радиационной безопасности НРБ-99/2009. СанПиН 2.6.1.2523-09.

20. **О радиационной** безопасности населения. Федеральный закон Российской Федерации № 3-ФЗ от 09 января 1996 г. (с изменениями на 18 марта 2023 г.).

*Контактная информация —
Гераскин Иван Николаевич,
начальник лаборатории,
тел.: 8(910)405-88-37,
e-mail: Geraskin_IN@nrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 2,
с. 104—110.

Правила оформления статей

Статьи, представляемые в редакцию журнала, должны быть оригинальными, не опубликованными ранее в других печатных или электронных изданиях. К авторским оригиналам предъявляются следующие требования:

1. Статья должна предоставляться **в электронном виде** в редакторе Word 97 или более поздних версий, **текст набирается шрифтом № 12 Times New Roman, межстрочный интервал — полуторный. Кавычки в тексте ставятся при английской раскладке клавиатуры (“...”)**. Текст не форматируется, в качестве имени файла используется ФИО первого автора статьи.

2. Статья должна быть составлена в следующем порядке: индекс УДК, **заглавие** (должно быть конкретным, точно определять содержание статьи), **инициалы и фамилии авторов, место работы каждого автора с почтовым адресом**, содержательная **аннотация** (актуальность, постановка проблемы, пути её решения, результаты, выводы — **всего 8—12 строк**), **ключевые слова** (всё перечисленное **на русском и английском языках**), **текст статьи с таблицами и рисунками по тексту, список литературы.**

Структура научной статьи:

— **Введение.** Обоснование актуальности темы; характеристика имеющихся на эту тему работ; определение целей, задач и методов исследования;

— **Основная часть.** Содержание статьи должно быть кратким и чётким. Исключаются общие рассуждения, известные положения. Не допускается дублирование материала в тексте, таблицах, подрисуночных подписях. Необходимо соблюдать единообразие в написании терминов, наименований физических величин и единиц измерения, условных обозначений, сокращений, символов. Наименования и обозначения единиц физических величин необходимо приводить в системе СИ;

— **Заключение.** Подведение и обобщение итогов исследования; сопоставление полученных результатов с результатами других аналогичных исследований; выводы о достижении цели исследования; возможность и эффективность практического использования полученных результатов; задачи дальнейших исследований.

3. Необходимо обращать внимание на **написание прописных и строчных букв: русские и греческие буквы (а, б, в, α, β, γ, φ и т.д.) набираются прямо, а латинские (x, y, z, w и т.д.) — курсивом.** Те же требования нужно соблюдать при написании индексов и степеней в формулах. **Обозначения матриц и векторов набираются полужирным шрифтом прямо.** Формулы, включённые в строки текста, следует набирать без увеличения интервала между строками, например, b/d , $\exp(x/e)$.

4. Таблицы нумеруются по порядку упоминания их в тексте арабскими цифрами, **каждая таблица должна иметь заголовок.** Сокращения в графах таблицы не допускаются. В тексте необходимы ссылки на все таблицы.

5. Формулы пишутся с красной строки по центру, нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны колонки в круглых скобках. **Нумеровать следует только те формулы и уравнения, на которые есть ссылка в последующем изложении.** Формулы выполняются в редакторе MathType при невозможности набора на клавиатуре ($x_n^2, y_m^n, \sqrt{x}, \int_0^1 x, \frac{1}{y}$ и т.д.).

Подстрочные и надстрочные индексы вводятся с клавиатуры ($x_3, \text{км}^2$ и т.д.), греческие буквы вставляются через Меню *Вставка* → *символ*. **Не принимаются** статьи, в которых формулы набраны в других редакторах.

6. **Рисунки включаются в текст, а также представляются в отдельных файлах в формате jpg, tif с разрешением не менее 300 dpi.** Рисунки оформляются так, чтобы они были пригодны для публикации в чёрно-белом исполнении в переводной англоязычной версии журнала. В тексте необходимы ссылки на все рисунки.

7. Ссылки на литературу в тексте даются по порядку арабскими цифрами в квадратных скобках. **Список литературы составляется в той же последовательности, в которой приводятся ссылки на литературу.** Фамилии и инициалы авторов набираются полужирным курсивом.

8. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом “Библиографическая ссылка” (ГОСТ Р 7.0.5—2008), в частности, необходимо указать:

а) для журнальных статей — фамилии и инициалы **всех** авторов, название статьи, название журнала (без кавычек), год, том, выпуск, номер, страницы;

б) для книг — фамилии и инициалы **всех** авторов, полное название книги, место издания, издательство (без кавычек), год издания;

в) для авторефератов диссертаций — фамилию и инициалы автора, название автореферата диссертации, на соискание какой учёной степени написана диссертация, место и год защиты;

г) для препринтов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название препринта, наименование издающей организации, шифр и номер, место и год издания;

д) для патентов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название патента, страну, номер и класс патента, дату и год заявления и опубликования патента;

е) для отчётов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название отчета, инвентарный №, наименование организации, год выпуска;

ж) для электронных источников — полный электронный адрес (включая дату обращения к источнику), позволяющий обратиться к публикации.

Список литературы должен в достаточной мере отражать современное состояние дел в исследуемой области и **не быть избыточным**. Список литературы должен содержать ссылки на доступные источники.

9. В конце текста даётся информация о контактном лице для взаимодействия по статье: фамилия, имя и отчество (полностью), ученая степень, должность, телефон, e-mail.

10. Объём текста статьи должен быть от 17 000 до 60 000 знаков, включая пробелы, сноски и список литературы (от 0,5 до 1,5 п.л.). Редакция оставляет за собой право проводить сокращение и редакторскую правку рукописи.

11. Все статьи рецензируются и в случае необходимости направляются авторам на доработку. К переработанному тексту статьи (правки выделяются цветом) необходимо приложить ответы авторов на все замечания и вопросы рецензента.

12. Статьи, оформленные в соответствии с перечисленными требованиями, направляются в редакцию на электронные адреса: zhukova_av@nrcki.ru, Starostina_EA@nrcki.ru с приложением разрешения на открытое опубликование.

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

С е р и я: Физика ядерных реакторов

Выпуск 2

Ответственный за выпуск: **А.В. Жукова**
(тел.: 8(499)196-96-06, e-mail: zhukova_av@nrcki.ru)

Редактор Н.В. Бокша
Компьютерная вёрстка Е.Р. Осьмакова

Подписано в печать 14.08.2025. Печать цифровая
Усл. печ. л. 14,0. Тираж 255. 10 статей. Заказ 32

Отпечатано в НИЦ “Курчатовский институт”
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

